

30-0253/001

o. FLOP. DR.-ING. E. H. KARL KORDINA
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
Lehrstuhl für Massivbau

TECHNISCHE UNIVERSITÄT
BRAUNSCHWEIG

Z W I S C H E N B E R I C H T

zum
Forschungsvorhaben

**Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen
auf Bauteile in Brandfällen**

erstattet von Carola Steinert

Kennwort: Wärmeübergang

Antrag vom 18.04.1985

Az: KO 204/38-1

BIBLIOTHEK
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Beethovenstraße 52
D-3300 Braunschweig

Postsendungen:
3300 Braunschweig, Beethovenstraße 52
Fernschreiber: 9 52 698 16stb d
Erfüllungsort und Gerichtsstand Braunschweig

Fernsprecher:
051 5411
Ordnungsnummer 0531
Kontakt + keine Verbindung zustande
bitte 301 5431 wählen

Besuchszeiten:
Montag bis Freitag 9 - 16 Uhr

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
I. Einleitung	1
II. Grundlegende Zusammenhänge	3
III. Versuchsplanung	
1. <i>Brandräume und Versuchsbauteile, Brandgut, Versuchsablauf</i>	8
2. <i>Meßtechnik</i>	16
3. <i>Auswerteverfahren</i>	
3.1 Oberflächentemperatur und Wärmestromdichte	20
3.2 Radiative und konvektive Wärmestromdichte	28
3.3 Energiefreisetzungen und Brandbelastungen	32
4. <i>Versuchsprogramm</i>	33
IV. Versuchsdurchführung und Meßergebnisse	
1. <i>Erste Beurteilung der Versuchsergebnisse und daraus resultierende Auswahl der verwendeten Berechnungsverfahren</i>	
1.1 Zur Brandheftigkeit	39
1.2 Zur Meßtechnik	40
1.3 Gewählte Berechnungsverfahren	43
1.4 Systematik der Versuchsauswertung	44
2. <i>Auswertung der Meßergebnisse</i>	
2.1 Ergebnisse der Normbrandversuche	
2.1.1 Brandverlauf eines Normbrandes	45
2.1.2 Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes	45
2.1.3 Variation der Brandraumgeometrie	48
2.1.4 Variation der Baustoffe	49
2.2 Ergebnisse der natürlichen Brände	
2.2.1 Variation des Brandverlaufs durch Verändern von	
a) Brandlast	52
b) Brandgut	56
c) Ventilationsverhältnissen	60
d) Zündzeitpunkten der Brandlasten	61
2.2.2 Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes	62
2.2.3 Variation der Brandraumgeometrie	67
2.2.4 Variation der Baustoffe	68

II

V.	Untersuchungsergebnisse	
1.	<i>Ergebnisse der Untersuchungen zum Wärmeübergang</i>	
1.1	Ergebnisse aus Normbränden	69
1.2	Ergebnisse aus natürlichen Bränden	70
1.3	Generelle Ergebnisse zum radiativen und konvektiven Wärmeübergang	70
2.	<i>Vergleich der natürlichen Brände mit Normbränden</i>	
2.1	Äquivalente Branddauer	75
2.2	Brandbeanspruchung und Wärmeübergangsbedingungen	79
2.3	Abbrandfaktor m	81
2.4	Brandheftigkeit und rechnerische Brandbelastung	82
3.	<i>Besonderheiten der Erwärmung von Stützen</i>	
3.1	Generelle Ergebnisse	85
3.2	Verbundstützen	87
VI.	Ausblick auf ergänzende Untersuchungen	
1.	<i>Versuchskörper</i>	88
2.	<i>Brandraumgeometrie</i>	88
3.	<i>Ventilationsverhältnisse</i>	90
4.	<i>Brandgüter</i>	90
5.	<i>Meßtechnik</i>	91
6.	<i>Versuchsprogramm</i>	92
VII.	Zusammenfassung	93
 Anlagen		
- Literaturverzeichnis		
- Liste der verwendeten Symbole		

I. Einleitung

Zur Beurteilung des Brandverhaltens von Bauteilen in vorgegebenen Brandräumen sind viele Normbrandversuche durchgeführt und hieraus theoretische Vorhersageverfahren über das Brandverhalten von Bauteilen für den Fall eines natürlichen Brandes abgeleitet worden.

Diese national sowie international vorgeschlagenen Vorhersageverfahren befriedigen wenig, da die prognostizierten Werte u.a. wegen unterschiedlicher Prämissen zur Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen deutlich streuen.

Das liegt daran, daß der qualitative und quantitative Einfluß einer ganzen Reihe von Größen auf die Wärmeübergangsverhältnisse eines natürlichen Brandes nicht hinreichend geklärt sind. Dazu gehören:

- Brandraumgröße
- Brandraumgeometrie
- Brandraumauskleidung
- Ventilationsverhältnisse
- Art und Verteilung des Brandgutes
- Größe der Brandlast
- Art und Anordnung der Bauteile im Brandraum.

Der einzige einheitliche Bewertungsmaßstab ist der Temperatur-Zeit-Verlauf der Raumtemperatur, der in Deutschland in der ETK (Einheitstemperaturkurve) und international in der ISO 834 Berücksichtigung findet.

Als Folge der komplexen Zusammensetzung der tatsächlichen Einflußparameter zeigen Feuerwiderstandsprüfungen, die sich ausschließlich auf das Temperaturkriterium nach der ETK (DIN 4102) beziehen, bei identischen Bauteilen in verschiedenen Prüfofen unterschiedliche Ergebnisse (vgl. /9/). Denn bisher ungeklärte Parameter wie Raumgröße, Abzugsart der Rauchgase, Anordnung der Gasbrenner, Wandaufbau und Druck im Ofen ergeben sich bereits beim Normbrand.

Umso mehr ist die Übertragbarkeit von Ergebnissen aus Normbrandversuchen auf natürliche Brände problematisch, als bei natürlichen Bränden zusätzliche Parameter wie Brandlastart und -verteilung sowie Ventilationsverhältnisse den Brandverlauf deutlich beeinflussen. Diese aber bestimmen wesentlich die Brandentwicklung und seine Ausbreitung, so daß bei einem natürlichen Brand u.a. nicht von einer räumlich homogenen Temperaturbelastung eines beliebigen Bauteils ausgegangen werden kann.

Um die komplexe Struktur der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall genauer zu analysieren, wurden in der 1. Phase des o.g. Forschungsprojektes im Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz 21 Brandversuche durchgeführt. Sie fanden nach entsprechenden Umbauten in den drei unterschiedlich großen institutseigenen Prüfständen statt, die sonst zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Decken, Stützen und Tresoren dienen.

Unter Variation des Brandverlaufs durch unterschiedliche Brandlasten und Brandgüter sowie deren Anordnung und unter verschiedenen Ventilationsverhältnissen wurden die für den Wärmeübergang entscheidenden Größen meßtechnisch erfaßt; hierbei wurden die Wärmeübergangsbedingungen auf Stützen und Stützenstummel aus Stahlbeton und auf Stahl- und Verbundstützen untersucht, deren Lage bzgl. der Brandraumgeometrie und bzgl. des Brandortes variiert wurde.

Anhand der ermittelten Daten sollte geklärt werden, inwieweit die Wärmestromdichte an der Oberfläche eines Bauteils ein die Temperaturfunktion ergänzendes Kriterium zur Beurteilung der Brandbeanspruchung eines Bauteils ist.

Zur Erweiterung der gewonnenen Ergebnisse sollen auch Meßdaten aus früheren Versuchen des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz hinzugezogen werden, deren Versuchsparameter die hier gegebenen Grenzen überschreiten (Phase 2 des Forschungsprogramms).

II. Grundlegende Zusammenhänge

Ein Bauteil erfährt während eines Brandes eine Temperaturänderung, die aus einem ständigen Austausch von Wärmeenergie mit den umgebenden Körpern resultiert. Diese Wärmeübertragung beruht im wesentlichen auf den Mechanismen der Wärmestrahlung und der Konvektion (vgl. Abb. 1).

Bei der Wärmeübertragung durch Konvektion ermöglicht die Beweglichkeit der Luftschichten eine Luftströmung, die stets wechselnde Luftschichten an dem Bauteil entlangführt, so daß in dem Grenzschichtbereich zwischen Bauteil und Luft ein Wärmeenergieaustausch stattfindet. Diese Luftströmung kann durch Druckunterschiede in der umgebenden Luft (erzwungene Konvektion) oder durch einen Temperaturunterschied zwischen den Gasen und dem Bauteil (freie Konvektion) zustande kommen.

Die Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung beruht auf dem Prinzip, daß jeder Körper in Abhängigkeit der Eigenschaften seines Oberflächenmaterials elektromagnetische Strahlung aufnimmt und dergleichen entsprechend seiner Oberflächenbeschaffenheit und -temperatur aussendet. Vereinfacht gesprochen ist die Bilanz dieses Strahlungsaustausches zwischen Körpern unterschiedlicher Temperatur ungleich Null.

Um die Aufheizung und Abkühlung eines Bauteiles im Brandfall beschreiben zu können, müssen die Anteile dieser beiden Energieübertragungsmechanismen an dem Gesamtenergieaustausch zwischen Bauteil und Umgebung möglichst über den gesamten Brandverlauf aufgeschlüsselt werden.

Die während der Aufheizphase in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte \dot{q} (in Watt pro m²) setzt sich aus einem konvektiven \dot{q}_k und einem radiativen (Strahlung) Teil \dot{q}_{st} zusammen:

$$\dot{q} = \dot{q}_{st} + \dot{q}_k \quad [1]$$

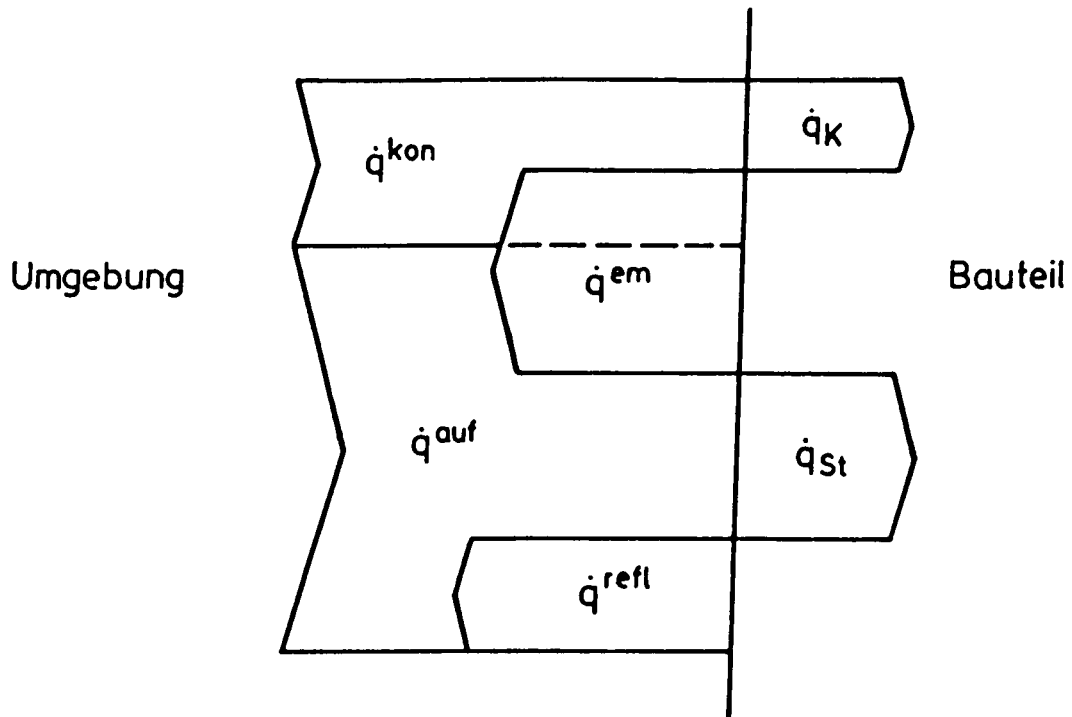


Abb. 1: Wärmeströme an der Grenzschicht zwischen Bauteil und Umgebung

Der Newtonsche Ansatz der Wärmeübertragung durch Konvektion nimmt eine Proportionalität zwischen der konvektiven Wärmestromdichte \dot{q}_k und der Temperaturdifferenz ΔT zwischen der Bauteiloberfläche T_0 und den Heißgasen T_G an, wobei in den Proportionalitätsfaktor α_k – den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten – die Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil eingehen:

$$\dot{q}_k = \alpha_k (T_G - T_0) \quad [2]$$

Die radiative Wärmestromdichte \dot{q}_{st} bestimmt sich aus der Bilanz von auftretender Strahlungsenergie \dot{q}_{auf} abzüglich reflektiver \dot{q}^{refl} und emittierter Strahlungsenergie \dot{q}^{em} . Der Absorptionsgrad a gibt das Verhältnis von absorbierter zu auftretender Wärmemenge an und liegt somit zwischen 0 und 1. Der Absorptionsgrad ist eine Funktion der Oberflächentemperatur und der Wellenlänge der auftretenden Strahlung; beim sogenannten "grauen Strahler" verhält sich a über der Wellenlänge konstant. In guter Näherung können Stahl- und Betonstützen als "graue Strahler" betrachtet werden.

Für diese läßt sich die über sämtliche Wellenlängen aufsummierte absorbierte Wärmestromdichte zu

$$\dot{q}^{abs} = a \cdot \dot{q}^{auf} \quad [3]$$

und die entsprechend summierte emittierte Wärmestromdichte \dot{q}^{em} nach dem Stefan-Boltzmann'schen Gesetz zu

$$\dot{q}^{em} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_o^4 \quad [4]$$

angeben, wobei der Emissionsgrad ε gleich dem Absorptionsgrad a desselben Körpers bei gleicher Oberflächentemperatur ist (Kirchhoff'sches Gesetz). D.h., abgesehen von den Oberflächeneigenschaften ist die insgesamt von einem Oberflächensegment ausgesandte Strahlungsenergie eines "grauen Strahlers" nur von seiner Oberflächentemperatur abhängig.

Hieraus folgt für die in das Bauteil eintretende radiative Wärmestromdichte

$$\dot{q}_{st} = \varepsilon \cdot \dot{q}^{auf} - \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_o^4 \quad [5]$$

Die auftreffende Wärmestromdichte \dot{q}^{auf} wiederum setzt sich aus den emittierten und reflektierten Strahlungen der umgebenden Körper zusammen. Zu diesen Strahlung emittierenden Körpern zählen die im Einflußbereich des Bauteils befindlichen Flammen, die Rauchgase, die umgebenden Bauteile. Es gilt also:

$$\dot{q}_{st} = \varepsilon \cdot (f_{fo} \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot T_f^4 + f_{go} \cdot \varepsilon_g \cdot \sigma \cdot T_g^4 + f_{vo} \cdot \varepsilon_v \cdot \sigma \cdot T_v^4) - \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_o^4 \quad [6]$$

wobei die Faktoren f_{fo} , f_{go} , f_{vo} die jeweilige besondere Lage der Bauteiloberfläche zu den Oberflächen der anderen strahlenden Körpern berücksichtigen; denn die Ausstrahlung einer Fläche ist nach dem Lambert'schen Cosinusetz von der Strahlungsrichtung abhängig (vgl. Abb. 2).

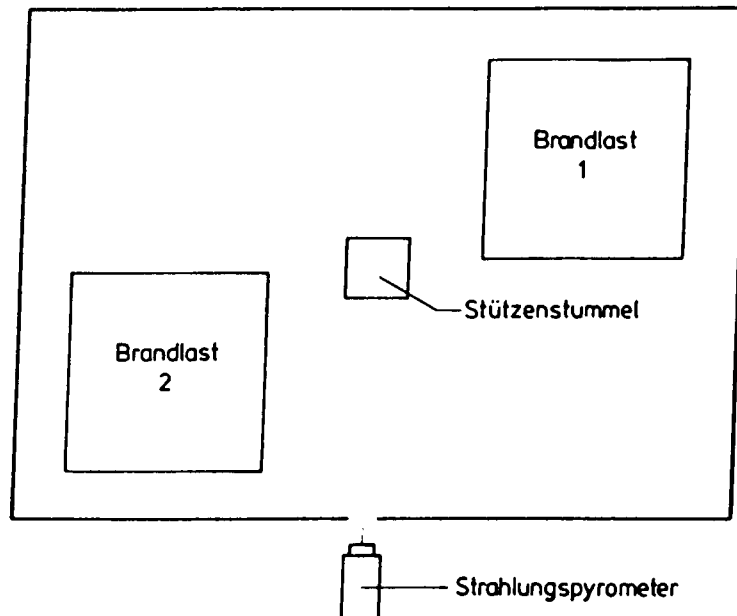


Abb. 2: Geometrische Anordnung der strahlenden Körper

Vereinfacht man diesen komplexen Zusammenhang, indem man sich das Bauteil von verrußten Heißgasen mit $\epsilon_g = 1$ eingehüllt vorstellt, so ergibt sich als gesamte in das Bauteil eindringende Wärmestromdichte:

$$\dot{q} = \dot{q}_{st} + \dot{q}_k = \epsilon \cdot \sigma (T_g^4 - T_o^4) + \alpha_k (T_g - T_o) \quad [7]$$

Es läßt sich nun auch für die gesamte Wärmestromdichte \dot{q} ein Wärmeübergangskoeffizient α_{ges} definieren:

$$\dot{q} = \alpha_{ges} \cdot (T_g - T_o) \quad [8]$$

der sich wiederum aus einem konvektiven und einem radiativen Teil zusammensetzt:

$$\alpha_{ges} = \alpha_k + \alpha_{st} = \alpha_k + \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_c^3 + T_c^2 T_o + T_c T_o^2 + T_o^3) \quad [9]$$

Bereits an dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, daß diese übliche Zusammenfassung von α_k und α_{st} problematisch ist: sie ermöglicht es zwar, mit einer statt mit zwei Gleichungen zu arbeiten, verschleiert jedoch die unterschiedliche Temperaturabhängigkeit von α_k und α_{st} .

Kennt man den zeitlichen Verlauf der Wärmestromdichten in das Bauteil und den Verlauf der Raum- und Bauteiloberflächentemperaturen, so kann man Aussagen über den gesamten Wärmeübergangskoeffizienten α_{ges} machen – oder umgekehrt: ist α_{ges} bekannt, so ist diese Größe ein Maß für die Art und Weise der Aufheizung eines Bauteils bestimmter Materialeigenschaften.

Eine getrennte Berücksichtigung der durch Strahlung bzw. durch Konvektion bedingten Aufheizung des Bauteils setzt allerdings die Kenntnis der Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil sowie der Temperaturen und Emissionsverhältnisse der umgebenden Körper und des Bauteils selber voraus. Eine Klärung dieser Zusammenhänge sollte versucht werden. Eine entsprechende Analyse des Wärmeübergangs auf Bauteile während eines gesamten Brandablaufs in Abhängigkeit von den Brandraumdimensionen und dem Brandverlauf stand daher im Mittelpunkt der Untersuchungen.

III. Versuchsplanung

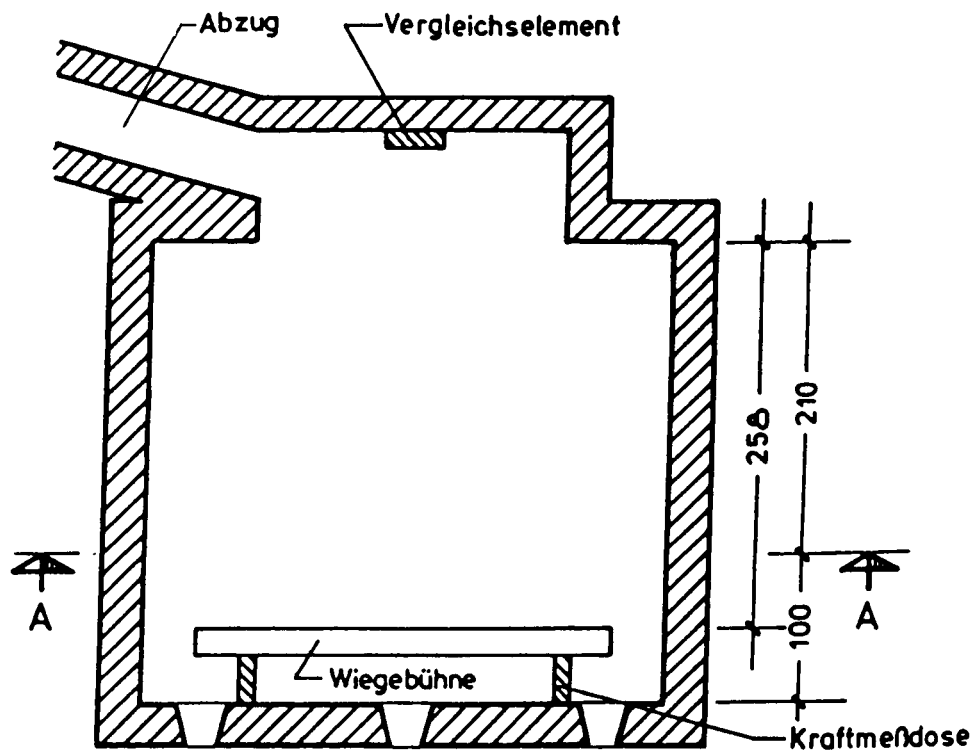
1. Brandräume, Versuchsbauteile, Brandgut und Versuchsablauf

Die drei als Brandräume genutzten Prüfstände (vgl. Abb. 3 - 5) sind entsprechend ihrer Funktion, die in der Prüfung von Bauteilen unter einer regelbaren und räumlich einheitlichen Temperaturbelastung von Bauteilen (üblicherweise nach DIN 4102 Teil 2 ETK) liegt, mit stufenlos regelbaren Ölbrennern im Bodenbereich, mit Gebläsen, die sowohl horizontal als auch vertikal Zwangsluft zuführen und messen, und mit einem fest installierten Abzug ausgestattet.

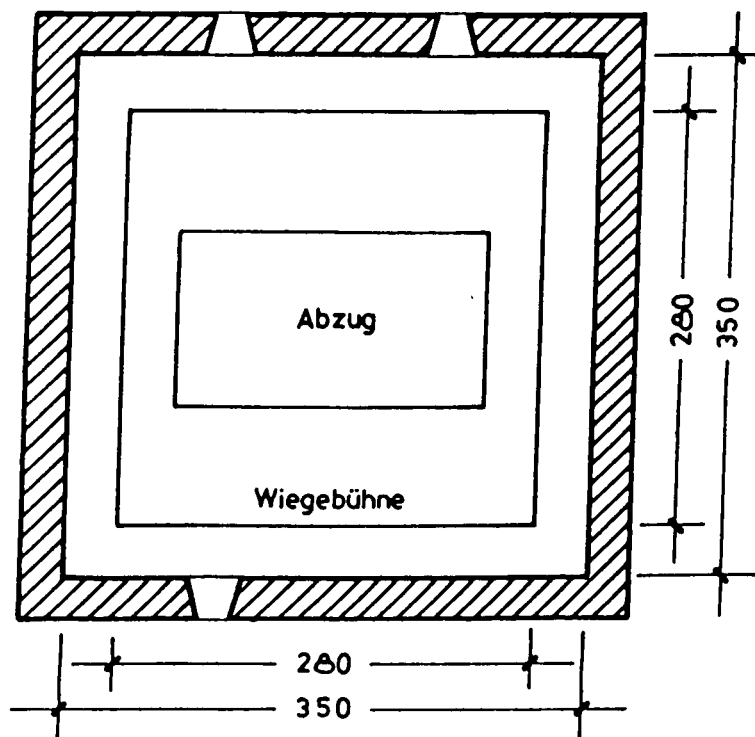
In der Decke der Brandräume ist ein Vergleichselement gemäß DIN 18 230 eingelassen, das zur Bestimmung der sog. Vergleichsbranddauer und damit zur Bestimmung eines Brandbewertungsfaktors verwendet werden kann. Der Druck im Brandraum wird gemessen und kann mit Hilfe einer stufenlos regelbaren Drosselklappe im Abgaskanal reguliert werden. Eine natürliche Ventilation ist wegen der sehr kleinen Fensteröffnungen nur bedingt möglich. Die Höhen der Brandräume sind im gewissen Rahmen variierbar. Mit Ausnahme des Deckenprüfstandes kann die Geometrie der Grundflächen und die Beschaffenheit der Umfassungsbauteile aus dicken Schamottesteinen nicht verändert werden. Die für die Versuchsreihe benutzten Abmessungen der Brandräume betragen in Länge x Breite x Höhe:

Tresorprüfstand	: 3,5 m x 3,5 m x 3,1 m
Deckenprüfstand	: 7,33 m x 4,0 m x 3,05 m
Stützenprüfstand a)	: 3,6 m x 3,6 m x 5,6 m
Stützenprüfstand b)	: 3,6 m x 3,6 m x 3,6 m.

Wie den Abbildungen Abb 3. bis Abb. 5 zu entnehmen ist, werden die Brandraumhöhen durch den Einbau von Wiegebühnen (vgl. III.2) z.T. um 52 cm reduziert.



Schnitt A - A



Maße in cm

Abb. 3: Tresorprüfstand

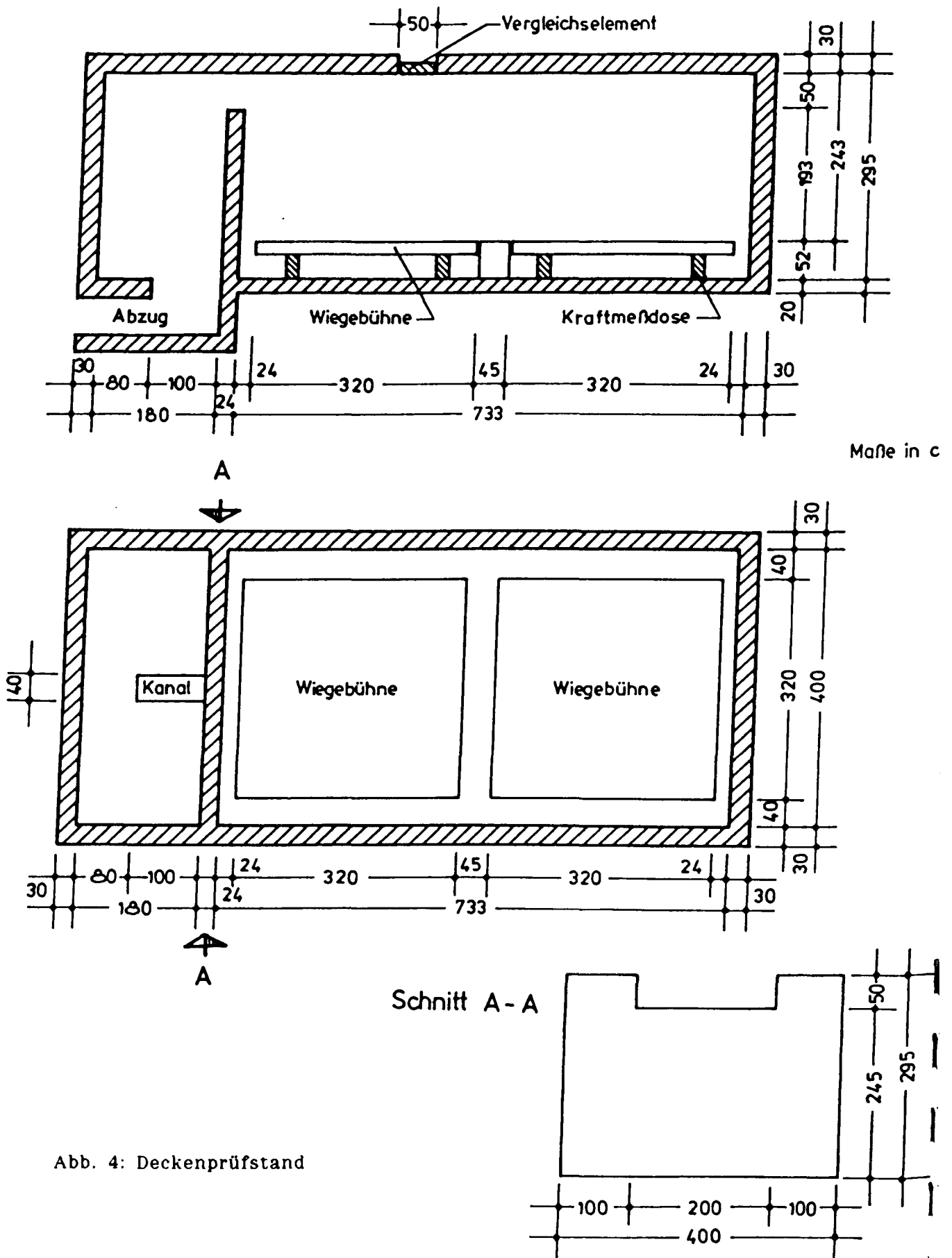


Abb. 4: Deckenprüfstand

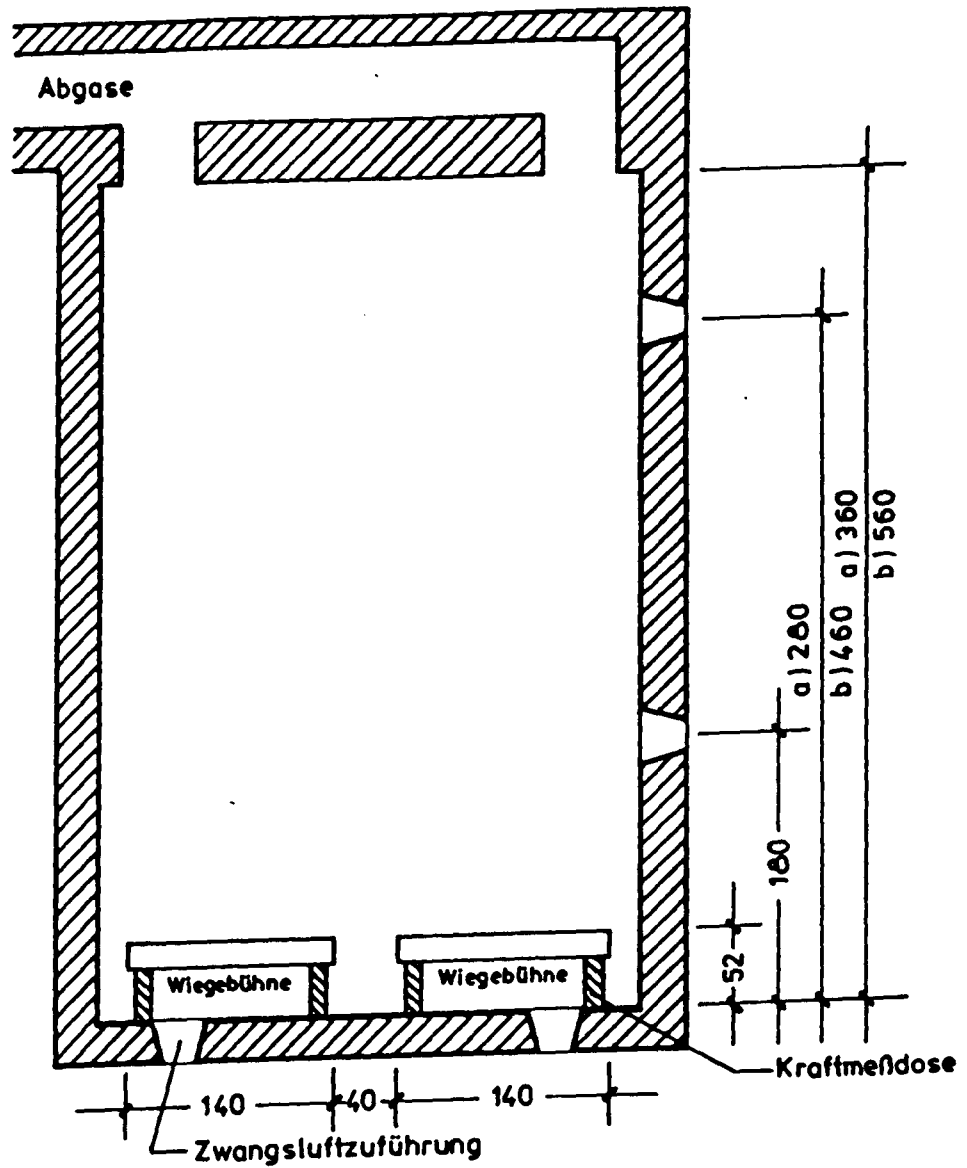


Abb. 5.1: Stützenprüfstand a) und b) - Aufriß

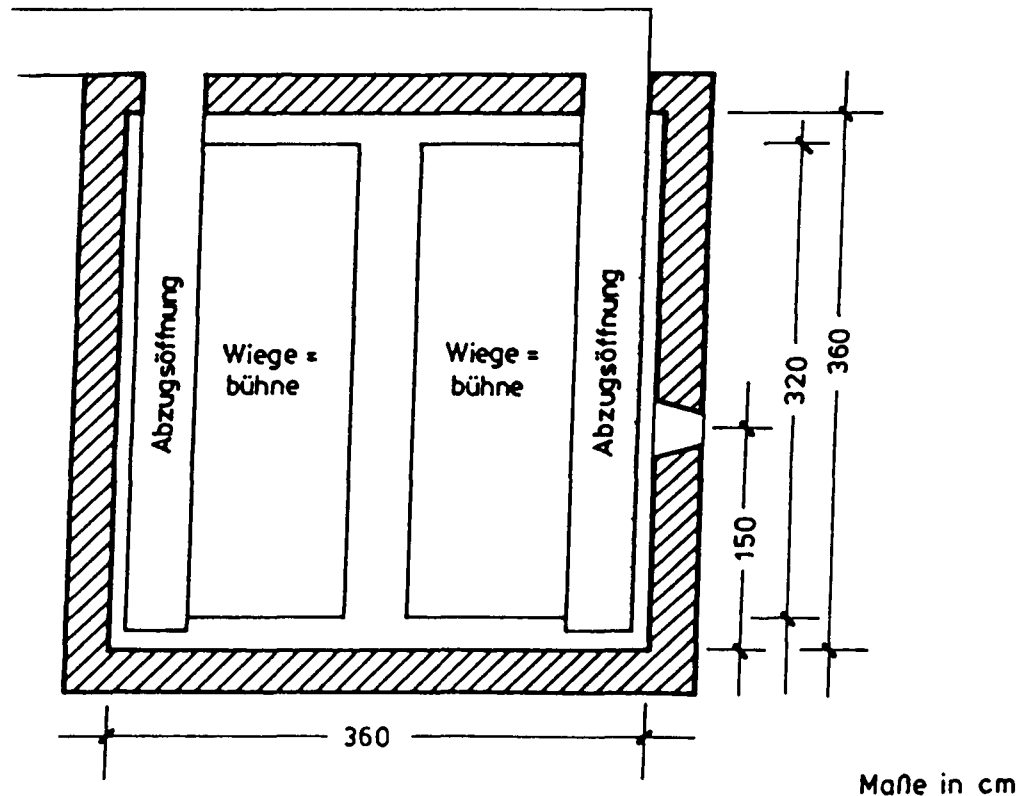


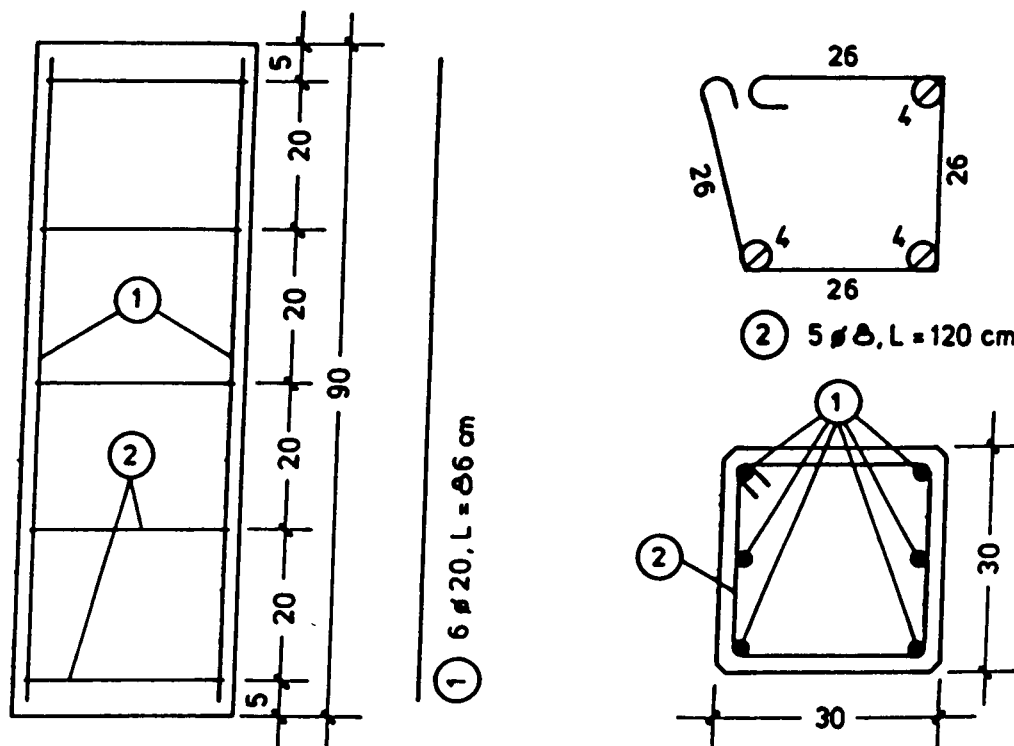
Abb.: 5.2: Stützenprüfstand a) und b) - Grundriß

Als Versuchskörper wurden folgende Bauteile verwendet:

- Stahlbetonstützenstummel m. d. Abmessungen 30 cm x 30 cm x 370 cm
sowie 24 cm x 24 cm x 90 cm
- Stahlbetonstützen mit den Abmessungen 30 cm x 30 cm x 570 cm
sowie 30 cm x 30 cm x 370 cm
- Stahlstützen IPB 180 mit den Abmessungen 18 cm x 18 cm x 370 cm
- Verbundstützen mit den Abmessungen : 26 cm x 26 cm x 370 cm

Der Aufbau der Stützen ist den folgenden Abbildungen zu entnehmen (vgl. Abb. 6 bis Abb. 8).

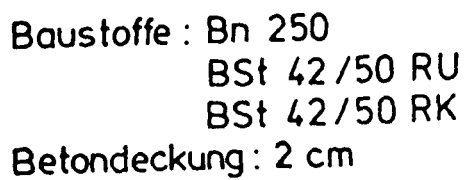
Die Stahlbetonprobekörper wurden aus Beton B 35 mit einem Ausbreitmaß von 40 cm und Bewehrungen aus BST 500 S hergestellt. Sämtliche Betonbauteile wurden nach ihrer Fertigstellung einer mehrere Monate andauernden Wärmebehandlung unterzogen, d.h. sie wurden in einem 65° C warmen Trockenofen gelagert, bis ihre Feuchtigkeit 3% unterschritt.



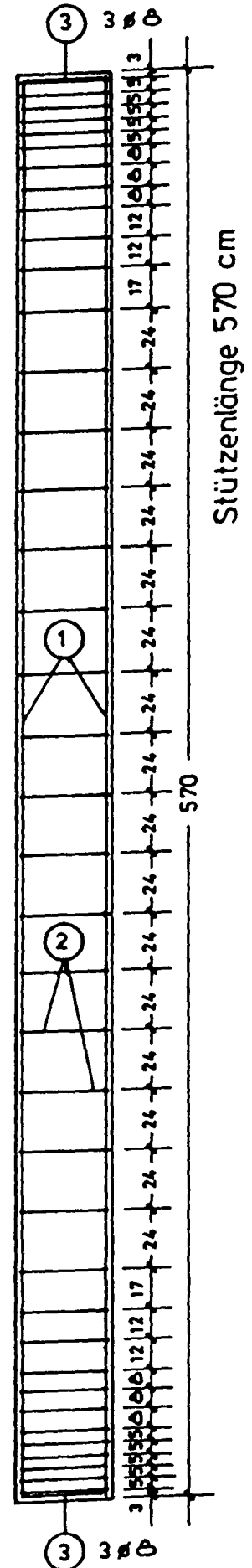
Baustoffe : Bn 250
 BSt 4 S
 Betondeckung : 2 cm

Maße in cm

Abb. 6: Stahlbetonstützenstummel



Maße in cm



Die Stahlstützen IPB 180 sind aus einem Stahl RST37-2 gefertigt. Im Kopf- und im Fußbereich sind sie verstärkt worden.

Sämtliche Stützen wurden gemäß Eulerfall 2 beidseitig gelenkig (aber nicht zwangungsfrei) in den Prüfraumen eingebaut. Dabei wurden ihre Belastungen so gering gehalten, daß ein Versagen der Stützen während der Brandversuche ausgeschlossen werden konnte. Die Stützenstummel wurden überhaupt nicht belastet, da sie auch bei freiem oberem Abschluß standsicher waren; eine Variation der Belastung war für die geplanten Untersuchungen unerheblich.

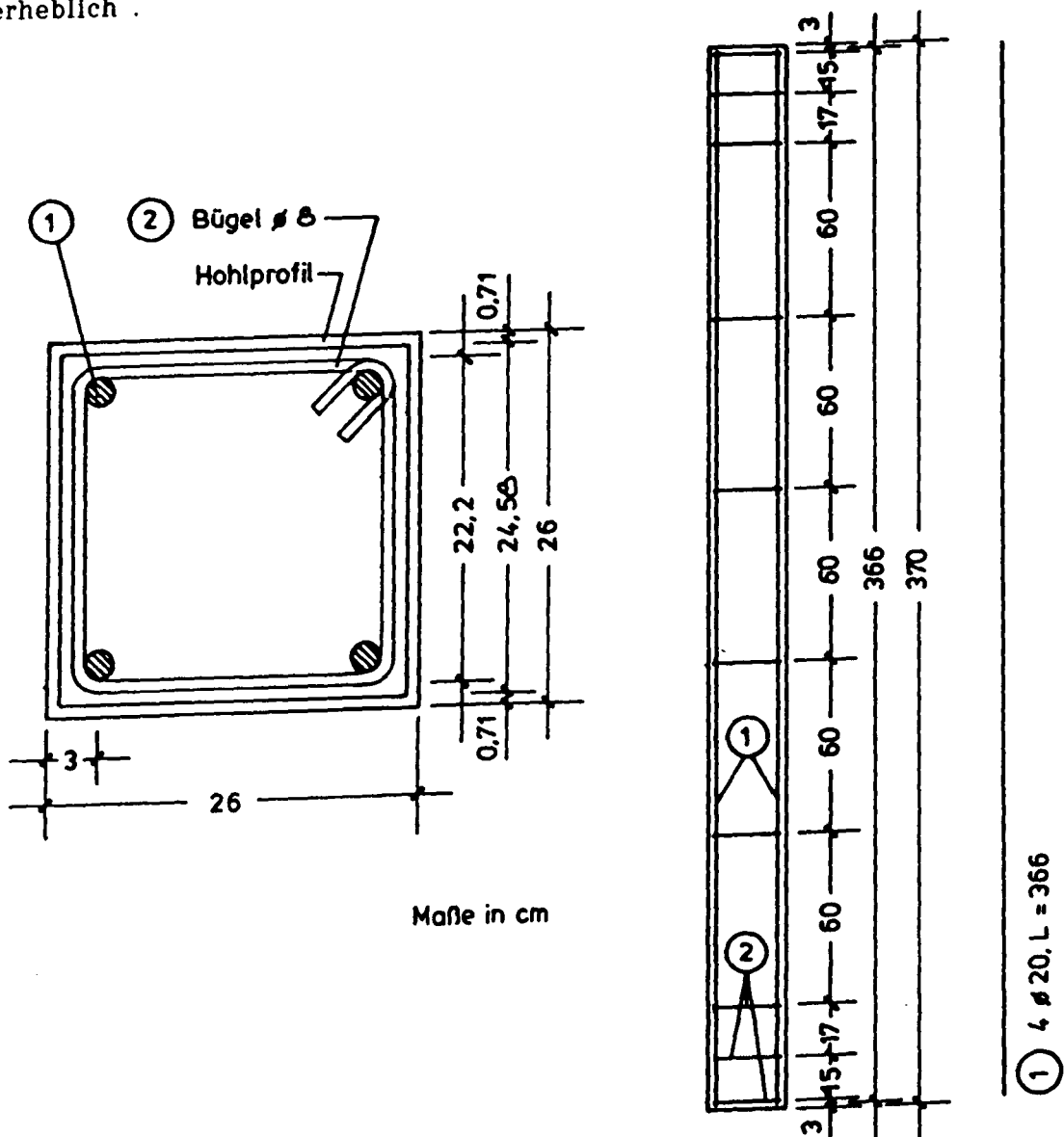


Abb. 8: Verbundstützen

Das verwendete Brandgut war in der Regel Fichtenholz, das zu Holzkrippen vernagelt war (vgl. DIN 18 230 Teil 2, Vergleichsstoff). Es wurden aber auch Polyethylen-Granulat bzw. Polyethylen-Formteile (Bierkästen) und eine Mischung dieses Brandgutes mit Holz verwendet, um das sich jeweils entwickelnde Brandgeschehen in Annäherung an einen realen Brand zu untersuchen. Um eine weitere realistische Variation des Brandverlaufs zu erhalten, wurden von mehreren Brandlaststapeln z.T. jeweils nur einer bzw. sämtliche Stapel gleichzeitig angezündet.

Die Zuluftmenge wurde über eine Strömungsmessung im Zuluftkanal kontrolliert und eingestellt. Sie wurde mit Ausnahme eines Versuchs so bemessen, daß sich eine nahezu stöchiometrische Verbrennung einstellen konnte. Nur bei dem Versuch O4 (vgl. III.4) soll der Wärmeübergang für einen ventilationsgesteuerten Brand, bei dem in der Regel eine andere Rauchgaszusammensetzung vorliegt, untersucht werden. Hierfür wird die Luftzufuhr entsprechend reduziert.

2. Meßtechnik

Zur Bestimmung der lokalen Wärmestromdichten wurden wassergekühlte Wärmestromdichtemeßgeräte der Fa. Medtherm Corporation, Huntsville, USA zum Einsatz gebracht. Die Entscheidung für die Verwendung von Geräten dieses Fabrikats fiel unter Berücksichtigung der Empfehlung der Arbeitsgemeinschaft der amtlichen Materialprüfämter (ABM) und der im internationalen Bereich aus Vergleichsgründen erfolgten Zunahme eines Einsatzes dieser Meßapparatur.

Die Funktion der Geräte basiert auf der gleichzeitigen Messung der Oberflächentemperatur im Mittelpunkt eines runden Konstantanplättchens und der Temperatur des die Randzonen des Plättchens umströmenden Kühlwassers. Die ausgegebene elektrische Spannung der mit Thermoelementen (Cu-Konst.) gemessenen Temperaturdifferenz läßt sich mit Hilfe einer Eichkurve in Wärmestromdichten überführen. Setzt man ein zu dem Gerät gehörendes Kodak INTRAN2-Fenster vor das Konstantanplättchen, so wird der um den konvektiven Teil reduzierte Wärmestrom gemessen.

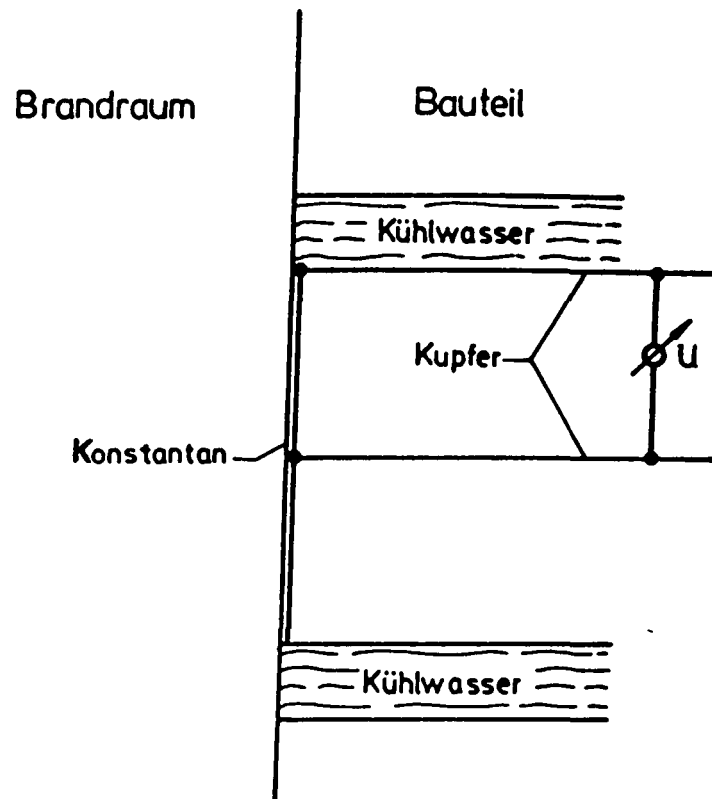


Abb. 9: Medtherm-Wärmestromdichtemeßgerät

Des weiteren wurden in die Stahlbetonstützenstummel und in die Verbundstützen in verschiedenen Ebenen (ca. alle 50 - 70 cm) hölzerne Meßkreuze (Thermoleitern) mit einer Anzahl aufgebracht NiCr-Ni-Thermoelemente einbetoniert, um die Aufheizung des Bauteils über seiner Tiefe zu registrieren. U. a. erlaubt diese Messung des Temperaturprofils im Bauteil eine rechnerische Ermittlung der zu jedem Zeitpunkt in das Bauteil eintretenden Wärmestromdichte und der zugehörigen Oberflächentemperatur. Zusätzliche Temperaturmessungen wurden direkt an der Bewehrung und an der Bauteiloberfläche durchgeführt.

Ausführung der Thermoleitern

Stahlbetonstützen

Thermoleitern in den Ebenen:

68 cm

147 cm

196,5 cm

266 cm

337,5 cm

409 cm

499 cm

für Stützenprüfstand a)

bzw. in den Ebenen:

64 cm

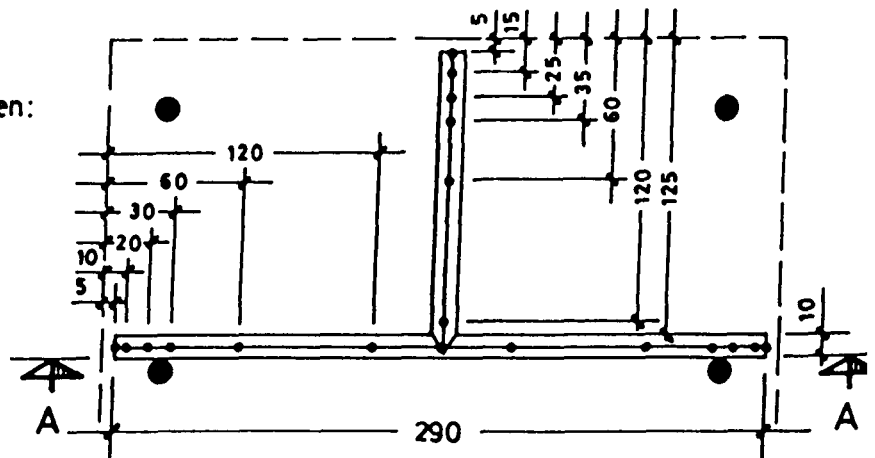
139 cm

212 cm

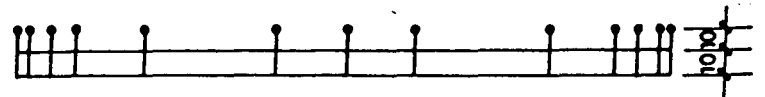
285 cm

339 cm

für Stützenprüfstand b)



Schnitt A - A



Verbundstützen

Thermoleitern in den Ebenen:

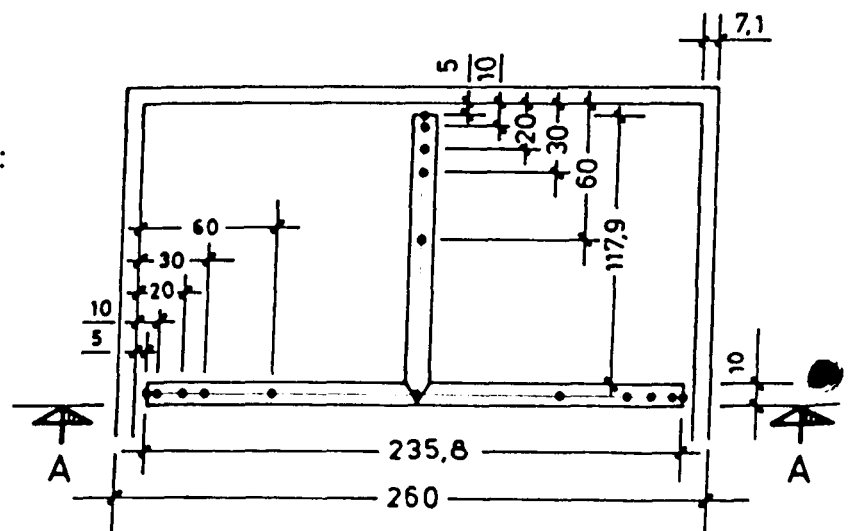
70 cm

150 cm

214 cm

271 cm

345 cm



Schnitt A - A

Maße in mm

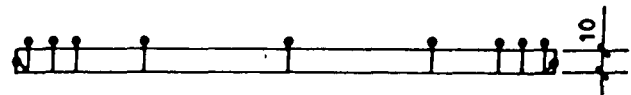


Abb. 10.2: Temperaturmessungen in den Stahlbetonstützen und in den Verbundstützen

Zur Messung der Heißgasgeschwindigkeiten wurden in ungefähr 6 cm Entfernung von der Bauteiloberfläche Strömungsmeßgeräte, sogenannte Bidirectional probes (vgl. /2/) eingesetzt, die nach dem Prinzip des Prandtl'schen Staurohres arbeiten. Aus der gemessenen Druckdifferenz zwischen den beiden voneinander abgetrennten Hälften eines 4 cm langen Stahlröhrchens wurde die längs dieses Röhrchens gerichtete Gasgeschwindigkeitskomponente bestimmt. Die senkrechte Anordnung von jeweils zwei Bidirectional probes gewährleistete die Ermittlung der Strömungsrichtung und des Gesamtgeschwindigkeitsbetrages parallel zur Bauteiloberfläche. An diesen Meßorten wurde auch die Zusammensetzung der Rauchgase hinsichtlich der Bestandteile CO_2 , CO und O_2 registriert.

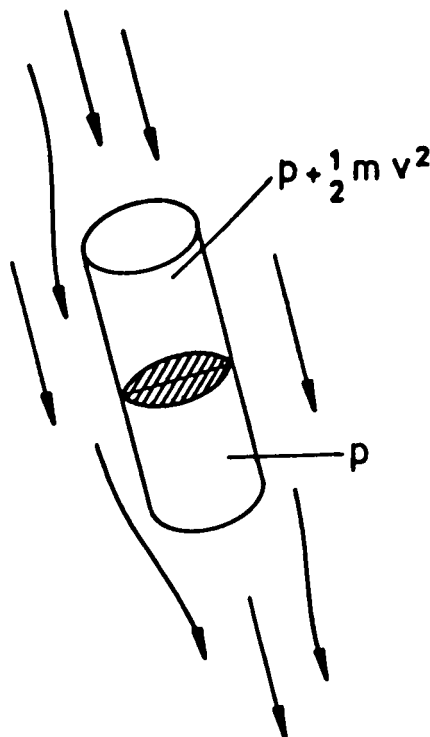


Abb. 11: Bidirectional probe

Die Brandraumtemperaturen wurden mit über der Höhe und der Fläche des Brandraumes verteilt angeordneten NiCr-Ni-Mantel-Thermoelementen gemessen. 10 cm vor dem Bauteil wurden die Gastemperaturen teils mit Absaugpyrometern, teils mit Mantelthermoelementen und teils mit blanken Thermoelementen aufgenommen.

Zur Ermittlung des Emissionsgrades der Bauteiloberfläche bzw. zur Analyse der durch Strahlung beaufschlagten Wärmestromdichte wurde die von der Bauteiloberfläche ausgehende Strahlungsenergie mit einem Strahlungspyrometer (Bolometer) gemessen, das diese empfangene Energiedichte sofort in die entsprechende Temperatur eines "Schwarzen Strahlers" ($\epsilon = 1$) umrechnet.

Um die Energiefreisetzungen und die Brandbelastungen der Bauteile bei den einzelnen Brandversuchen miteinander vergleichen zu können, wurde bei den natürlichen Brandversuchen die Gewichtsabnahme der Brandlast mittels auf drei Druckdosen gelagerten Wiegebühnen festgestellt. Des weiteren wurden am Rauchabzug der Brandöfen die CO-, CO₂- und die O₂-Konzentration mit Gasanalysegeräten gemessen.

3. Auswerteverfahren

3.1 Oberflächentemperatur und Wärmestromdichte

Die in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte läßt sich nicht nur mit den Gleichungen [6] und [7] aus den Geschehnissen unmittelbar vor der Bauteiloberfläche bestimmen, sondern auch aus dem Verlauf des Temperaturprofils über der Bauteiltiefe rückschließen. Die in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte \dot{q} zerfällt über der Bauteiltiefe in zwei Komponenten, nämlich in einen Anteil \dot{q}_{sp} , der die einzelnen Bauteilvolumensegmente aufheizt und als gespeicherte Energie anzusehen ist, und in einen zweiten Anteil \dot{q}_L , der durch ein Temperaturgefälle im Bauteilinneren über dessen Tiefe weitergeleitet wird. Es gilt (vgl. Abb. 1 und Abb. 12):

$$\dot{q} = \dot{q}_{st} + \dot{q}_K = \dot{q}_{sp} + \dot{q}_L \quad [10]$$

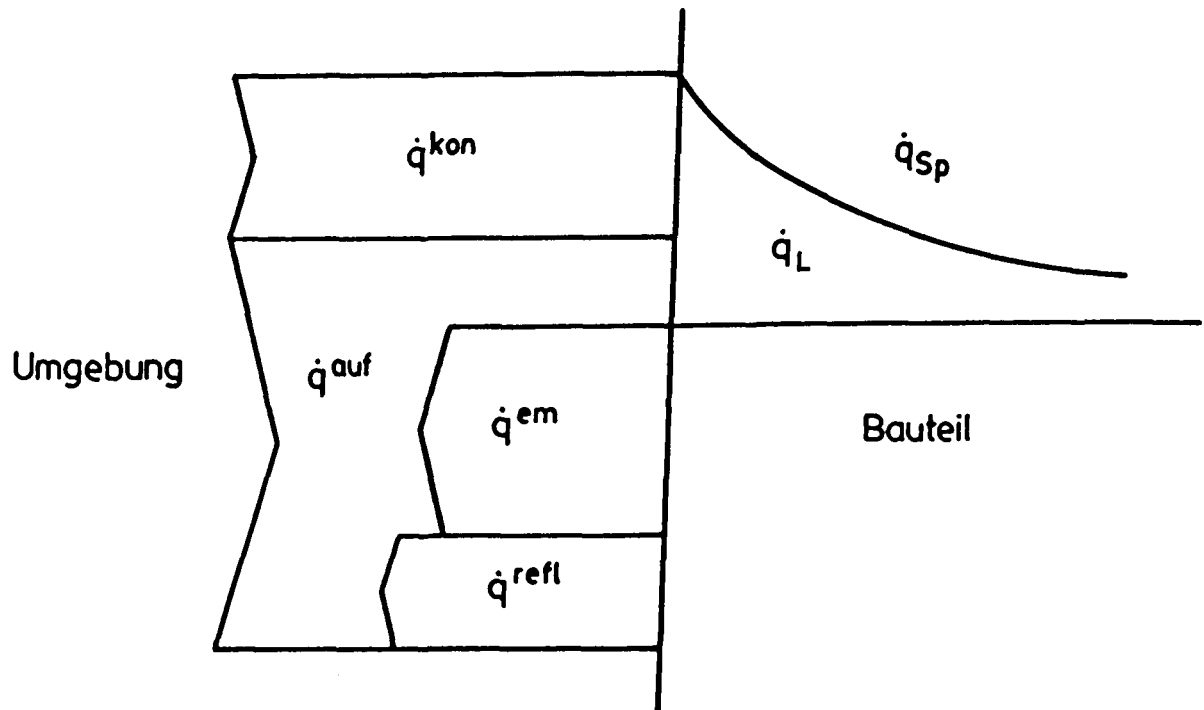


Abb. 12: Wärmeströme in dem Bauteil

Hierbei ist die weitergeleitete Wärmestromdichte \dot{q}_L proportional zum Temperaturgefälle ΔT über der Bauteiltiefe Δx mit dem materialspezifischen, temperatur- und feuchtigkeitsabhängigen Proportionalitätsfaktor λ , der spezifischen Wärmeleitfähigkeit:

$$\dot{q}_L = \lambda \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad [11]$$

Die in einem Volumensegment ΔV gespeicherte Wärmemenge ΔQ_{sp} ist zum Produkt aus der mittleren Temperaturerhöhung ΔT und der Masse Δm dieses Volumensegmentes proportional. Die Proportionalitätskonstante ist die ebenfalls temperatur- und feuchtigkeitsabhängige (material-)spezifische Wärmekapazität c_p (bei konstantem Druck):

$$\Delta Q_{sp} = c_p \cdot \Delta m \cdot \Delta T = c_p \cdot \rho \cdot \Delta V \cdot \Delta T \quad [12]$$

genommenen Wärmemenge $\frac{\Delta Q_{\text{gef}}}{\Delta t}$ durch die Querschnittsfläche ΔA des

$$\Delta \dot{q}_{sp} = C_p \cdot \rho \cdot \Delta x \cdot \frac{\Delta T}{\Delta t} \quad [13]$$

Überträgt man diese, an Volumina endlichen Ausmaßes angestellten Überlegungen auf infinitesimale Volumensegmente, so erhält man für einen (von Wärmequellen und -senken freien) Körper die Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung

$$\frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\lambda}{c_p \vartheta} \cdot \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} \quad [14]$$

die die Aufheizung eines Körpers mit den bekannten materialspezifischen Größen λ , c_p , ρ beschreibt. Die Erarbeitung einer Lösung dieser Differentialgleichung bereitet trotz bekannter Randbedingungen noch erhebliche

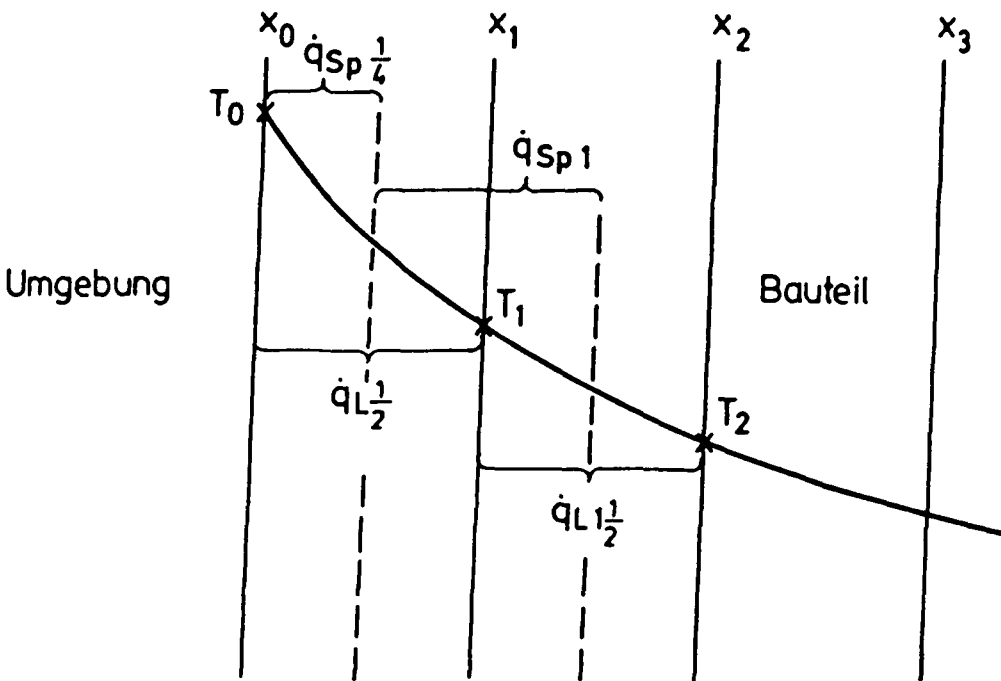


Abb. 13: Erwärmung des Bauteils unter Betrachtung einzelner Segmente

Schwierigkeiten, weshalb für die Rekonstruktion der Temperaturgeschehnisse im Bauteil eine Annäherung über die Betrachtung finitesimaler Differenzen aus punktuellen Meßdaten genügen muß.

Sind bei einer Zeitschrittlänge von Δt die oberflächennahen Bauteillinnentemperaturen in den Tiefen x_1 und x_2 gemessen worden, so kann die längs der Flächennormalen eingetretene Wärmestromdichte \dot{q} als Summe der hinter der Oberfläche weitergeleiteten und der bis zu dieser Stelle gespeicherten Wärmestromdichte näherungsweise bestimmt werden, wobei die Übereinstimmung des errechneten Wertes mit dem tatsächlichen umso größer ist, je dichter diese betrachtete Stelle unter der Oberfläche des Bauteils liegt. Für eine Tiefe von $\frac{x_1 - x_0}{2}$ ergibt sich \dot{q} zu

$$\dot{q} = \dot{q}_{spk} + \dot{q}_{Lk} \quad [15]$$

was zum Zeitpunkt i mit einer zeitlichen Mittelung über den Zeitraum $2 \cdot \Delta t$ dem Wert

$$\begin{aligned} \dot{q}^i &= c_p \cdot \varrho \cdot \frac{x_1 - x_0}{2} \cdot \frac{T_k^{i+1} - T_k^{i-1}}{2 \Delta t} + \lambda \cdot \frac{T_0^i - T_1^i}{x_1 - x_0} = \\ &= \frac{c_p \cdot \varrho \cdot (x_1 - x_0)}{4 \Delta t} \cdot \left(\frac{3}{4} \cdot (T_0^{i+1} - T_0^{i-1}) \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{4} \cdot (T_1^{i+1} - T_1^{i-1}) \right) + \frac{\lambda}{x_1 - x_0} \cdot (T_0^i - T_1^i) \end{aligned} \quad [16]$$

entspricht. Die oberen Indices des Temperatur-Symbols T bezeichnen hierbei den Zeitschnitt, die unteren die Tiefe der Meßstelle unter der Bauteiloberfläche.

Ist der zeitliche Verlauf der Oberflächentemperatur unbekannt, so kann man diesen entsprechend dem obigen Ansatz aus den Temperaturwerten der ersten und der zweiten Bauteiltiefe nach

$$\dot{q}_{Lk} = \dot{q}_{sp1} + \dot{q}_{Lk} \quad [17]$$

herleiten (vgl. Abb. 13). Es gilt:

$$\dot{q}_{Lk} = \frac{c_p \cdot \varrho \cdot (x_2 - x_0)}{4 \Delta t} \cdot (T_1^{i+1} - T_1^{i-1}) + \frac{\lambda}{x_2 - x_1} \cdot (T_1^i - T_2^i) \quad [18]$$

und

$$\dot{q}_{L,1} = \lambda \cdot \frac{T_{0,1} - T_{1,1}}{x_1 - x_0} \quad [19]$$

Hieraus folgt

$$T_{0,1} = \frac{c_p \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{(x_2 - x_0) \cdot (x_1 - x_0)}{4 \Delta t} \cdot (T_{1,1+1} - T_{1,1-1}) + \frac{x_1 - x_0}{x_2 - x_1} \cdot (T_{1,1} - T_{2,1}) + T_{1,1} \quad [20]$$

Eine weitere Möglichkeit der rechnerischen Ermittlung der Bauteiloberflächentemperatur lehnt sich an das Differenzenverfahren von E. Schmidt (vgl. / 6 /) an, dessen eigentliche Bedeutung in der schnellen und relativ genauen graphischen Konstruktion der Erwärmung eines Bauteils über dessen Querschnitt besteht. Für die Konstruktion muß das Temperaturprofil zu

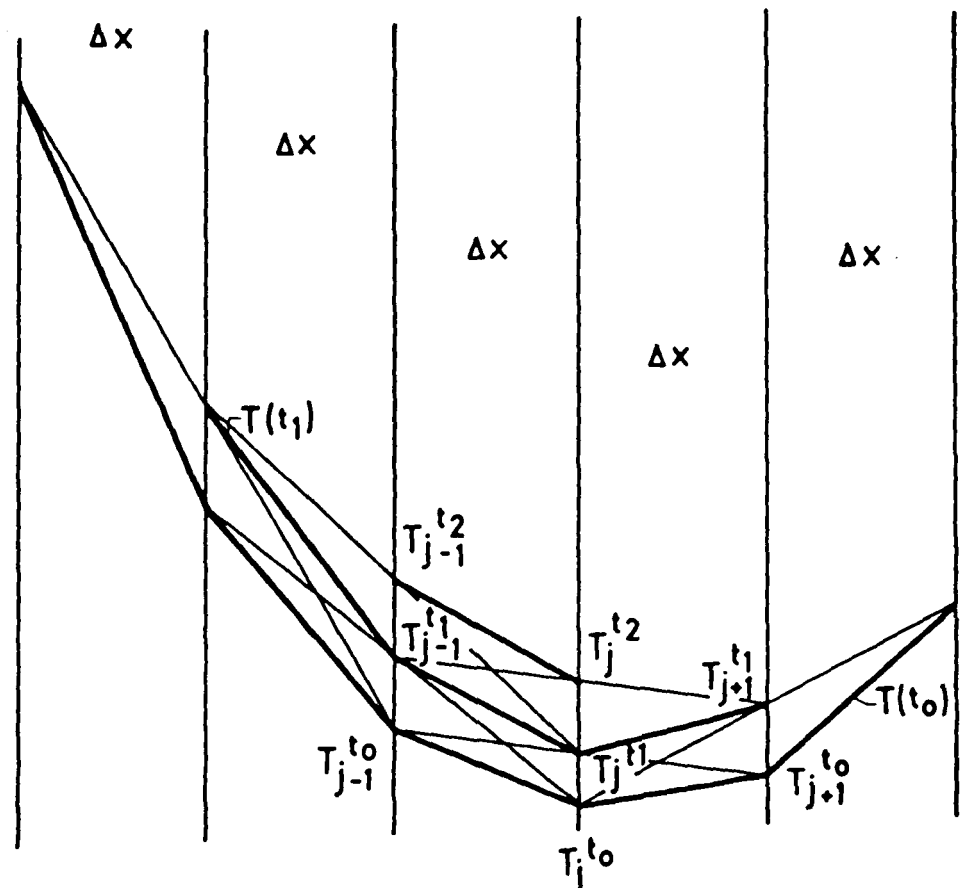


Abb. 14: Konstruktion des zeitlichen Verlaufs der Bauteilinnentemperaturen bei gegebenem Anfangstemperaturprofil (nach E. Schmidt)

einem Startzeitpunkt und der temporäre Temperaturverlauf in der Luft vor dem Bauteil bekannt sein. Bei diesem Verfahren werden innerhalb des Bauteils, das in gleichstarke Segmente der Dicke Δx zerlegt gedacht sei, die Temperaturen zum Folgezeitschritt aus der arithmetischen Mittelung der jeweils benachbarten Temperaturen gebildet.

Hierbei steht die Länge des Zeitintervalls Δt in dem folgendermaßen bestimmten Verhältnis zur Schichtdicke Δx : Aus der Differentialgleichung

$$\frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\lambda}{c_p \cdot \varrho} \cdot \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} \quad [14]$$

wird die Differenzengleichung

$$\begin{aligned} \frac{T_J^{t2} - T_J^{t1}}{\Delta t} &= \frac{\lambda}{c_p \cdot \varrho} \cdot \frac{(T_{J+1}^{t1} - T_J^{t1}) - (T_J^{t1} - T_{J-1}^{t1})}{\Delta x^2} \\ &= \frac{\lambda}{c_p \cdot \varrho} \cdot \frac{T_{J+1}^{t1} - 2 \cdot T_J^{t1} + T_{J-1}^{t1}}{\Delta x^2} \end{aligned} \quad [21]$$

Graphisch bestimmt sich die Temperaturerhöhung $T_J^{t2} - T_J^{t1}$ zu

$$\begin{aligned} T_J^{t2} - T_J^{t1} &= \frac{T_{J+1}^{t1} + T_{J-1}^{t1}}{2} - \frac{2 \cdot T_J^{t1}}{2} = \\ &= \frac{T_{J+1}^{t1} - 2 \cdot T_J^{t1} + T_{J-1}^{t1}}{2} \end{aligned} \quad [22]$$

Der Vergleich der Gleichungen [21] und [22] ergibt die Beziehung

$$2 = \frac{c_p \cdot \varrho}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x^2}{\Delta t} \iff \Delta x = \sqrt{\frac{\lambda}{c_p \cdot \varrho} \cdot 2 \cdot \Delta t} \quad [23]$$

Um in entsprechender Weise die Erwärmung der Bauteiloberfläche zu bestimmen, wird die Lufttemperatur T_∞ in einer weiteren dazugedachten Schicht vor dem Bauteil hinzugezogen. Die Dicke dieser Luftschicht hat allerdings andere Dimensionen als die durch λ , c_p und ϱ charakterisierte Bauteilsegmentdicke, sie wird vielmehr durch den Wärmeübergang von der

Luft auf das Bauteil bestimmt. Da die in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte sowohl direkt vor dem Bauteil als auch aus diesem heraus bestimmt werden kann, gilt

$$\lambda \cdot \left. \frac{\delta T}{\delta x} \right|_{x=0} = \dot{q}_{x=0} = \alpha \cdot (T_G - T_0) \quad [24]$$

$$\Leftrightarrow \left. \frac{\delta T}{\delta x} \right|_{x=0} = \frac{T_G - T_0}{\lambda / \alpha} \quad [25]$$

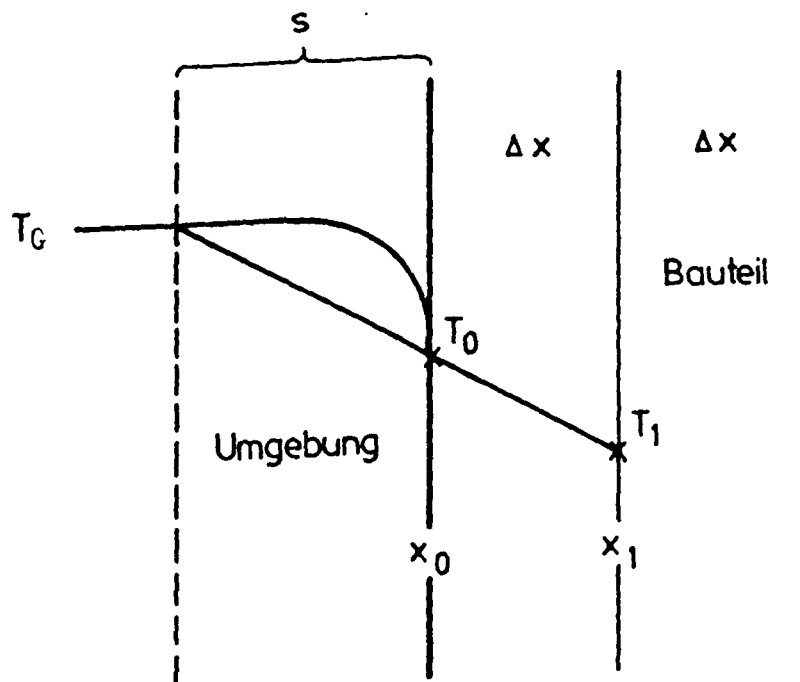


Abb. 15: Konstruktion der Oberflächentemperatur (nach E. Schmidt)

Der Temperaturgradient $\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0}$ an der Grenzschicht zwischen Luft und Bauteil ist durch die Steigung der gezeichneten Streckenzüge gegeben und ändert sich nach Gleichung [25] nicht, wenn die Temperaturänderung ($T_G - T_0$) über der Strecke $\frac{\lambda}{\alpha} =: s$ aufgetragen wird. Mit Hilfe des zweiten Strahlensatzes und unter der Annahme, daß der Temperaturgradient im Segment von x_0 bis x_1 konstant sei, ergibt sich für die Oberflächentemperatur T_0

$$T_0^i = \frac{T_G^i - T_1^i}{s^{i-1} + \frac{\lambda}{\alpha}} \cdot \Delta x + T_1^i \quad [26]$$

wobei der Index an s^i deutlich macht, daß die Dicke der Luftschicht $s^i = \frac{\lambda}{\alpha}$ wegen der zeitlichen Änderung der Wärmeübergangszahl α^i für jeden Zeitschritt erneut ermittelt werden muß.

$$s^i = \frac{\lambda}{\alpha^i} = \frac{T_G^i - T_0^i}{\dot{q}^i / \lambda} \quad [27]$$

Aus den s^i -Werten ergeben sich parallel zur T_0^i -Berechnung die derzeitigen α^i -Werte. Die in der Gleichung [27] verwendete Wärmestromdichte ist unter Beachtung des für Gleichung [26] gewählten Ansatzes als mittlere Wärmestromdichte des ersten Segments zu bestimmen.

$$\dot{q}^i = \frac{c_p \cdot \rho \cdot (x_2 - x_0)}{4 \cdot \Delta t} \cdot (T_1^{i+1} - T_1^{i-1}) + \frac{\lambda}{x_2 - x_1} \cdot (T_1^i - T_2^i) \quad [28]$$

Bei diesem zweiten vorgestellten Rechenweg wird also iterativ abwechselnd die scheinbare Luftschichtdicke s^i und die zugehörige Oberflächentemperatur T_0^i berechnet.

Beiden Verfahren gemeinsam ist eine Anzahl von vereinfachenden Annahmen:

- Die vor und innerhalb des Bauteils auftretenden Wärmestromdichten seien entlang der Flächennormalen gerichtet.

- Der Temperaturgradient eines jeden Volumensegmentes ΔV sei über der Tiefe x konstant.
- In jedem Zeitintervall Δt seien die Vorgänge quasistationär.

Aus meßtechnischen Gründen können diese Auswertungen nur auf Stahlbeton- und Verbundstützen bezogen werden.

3.2 Radiative und konvektive Wärmestromdichte

Die Wärmeübergangszahl α bestimmt sich aus der Division der zeitabhängigen Wärmestromdichte \dot{q} durch die Differenz aus der Bauteiloberflächentemperatur und der Heißgastemperatur 10 cm vor der Bauteiloberfläche zu dem jeweiligen Zeitpunkt. Diese Wärmeübergangszahl unterliegt temporären Schwankungen, da sie die Strömungs- und die Strahlungsverhältnisse vor der Wand widerspiegelt.

Zur Untersuchung der durch Wärmestrahlung bedingten Aufheizung muß der Emissionsgrad ϵ der Bauteiloberfläche in Abhängigkeit von der Temperatur bekannt sein; er läßt sich pyrometrisch bestimmen:

Die verwendeten Strahlungs-pyrometer geben mit der angezeigten Temperatur T_{Py} die zu der tatsächlich aufgenommenen Energiedichte gehörende Oberflächentemperatur eines "schwarzen Strahler" an, d.h. die Einflüsse der durch das Pyrometer selbst emittierten und reflektierten Strahlung werden eliminiert.

$$\dot{q}^{aus} = 1 \cdot \sigma \cdot T_{Py}^4 \quad [29]$$

Diese von der anvisierten Fläche ausgehende radiative Wärmestromdichte \dot{q}^{aus} ist mit der vom Bauteil emittierten Wärmestromdichte nicht gleichzusetzen, da ihr die reflektierte Strahlung, die von anderen Bauteilen, den Flammen und den Heißgasen ausgeht, zu überlagern ist (vgl. Abb. 1):

$$\begin{aligned}
 \dot{q}^{\text{aus}} &= \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4 + (1-\varepsilon) \cdot \dot{q}^{\text{auf}} \\
 &= \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4 + (1-\varepsilon) \cdot (f_{\text{R}} \cdot \varepsilon_{\text{F}} \cdot \sigma \cdot T_{\text{F}}^4 + f_{\text{G}} \cdot \varepsilon_{\text{G}} \cdot \sigma \cdot T_{\text{G}}^4 + f_{\text{U}} \cdot \varepsilon_{\text{U}} \cdot \sigma \cdot T_{\text{U}}^4)
 \end{aligned}
 \quad [30]$$

Die auftreffende Strahlung \dot{q}^{auf} ist jeweils abhängig von den Temperaturen und den Strahlungseigenschaften der sie emittierenden Körper und in ihrer komplexen Zusammensetzung kaum aufzuschlüsseln. Andererseits aber kann für die Ermittlung des Emissionsgrades der von der Bauteiloberfläche reflektierte Strahlungsanteil nicht vernachlässigt werden, da er im Falle deutlich höherer Umgebungstemperaturen (verglichen mit der Bauteiltemperatur) selbst bei einem Emissionsgrad von $\varepsilon > 0,5$ den emittierten Strahlungsanteil weit übertreffen kann.

Unterstellt man, daß die umgebenden Bauteile eine vergleichbare Aufheizung erfahren wie das vom Strahlungspyrometer anvisierte Bauteil, so sind für die auf das Bauteil auftreffende Strahlung \dot{q}^{auf} im wesentlichen die Emissionen der Flammen und des Rauchgases zu beachten, deren Temperaturen sich nur unwesentlich voneinander unterscheiden und deren Emissionszahlen in grober Näherung beide nahe 1 liegen. Sind die Rauchgase relativ verrußt, so gelangt von der Flammenstrahlung nur ein vernachlässigbar geringer Anteil bis an die Bauteiloberfläche. Unter Beachtung der geometrischen Anordnung der Rauchgase zur vom Pyrometer anvisierten Bauteiloberfläche, nämlich der Einhüllung des Bauteils durch die Gase, ergibt sich der vereinfachte Zusammenhang

$$\begin{aligned}
 \dot{q}^{\text{aus}} &= \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4 + (1-\varepsilon) \cdot \sigma \cdot T_{\text{G}}^4 \\
 &= \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_0^4 - T_{\text{G}}^4) + \sigma \cdot T_{\text{G}}^4
 \end{aligned}
 \quad [31]$$

Aus den Gleichungen [29] und [31] folgt für den Emissionsgrad ε des Bauteils

$$\varepsilon = \frac{T_{\text{py}}^4 - T_{\text{G}}^4}{T_0^4 - T_{\text{G}}^4}
 \quad [32]$$

Ist mit einem Strahlungs-pyrometer die vom Bauteil ausgehende Strahlungsenergie gemessen worden, so erübrigt sich eine genauere Analyse der Emissionsgrade, der geometrischen Verhältnisse und der Temperaturen der das Bauteil umgebenden Strahler! Denn vergleicht man Gleichung [5] bzw. [6], Gleichung [29] und Gleichung [30] miteinander, so läßt sich die radiative Wärmestromdichte \dot{q}_{st} angeben zu

$$\begin{aligned}\dot{q}_{st} &= \varepsilon \cdot \dot{q}^{auf} - \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_o^4 \\ &= \varepsilon \cdot (\sigma \cdot T_{py}^4 - \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_o^4) \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon} - \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_o^4 \\ &= \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \cdot \sigma \cdot (T_{py}^4 - T_o^4)\end{aligned}\quad [33]$$

Hieraus läßt sich der radiative Wärmeübergangskoeffizient α_{st} nach den Gleichungen [7], [8] und [9] zu

$$\alpha_{st} = \frac{\dot{q}_{st}}{T_G - T_o} = \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \cdot \sigma \cdot \frac{T_{py}^4 - T_o^4}{T_G - T_o} \quad [34]$$

bestimmen. Vorausgesetzt wird allerdings die Kenntnis des Emissionsgrades ε des Bauteils.

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_k folgt nun durch Subtraktion der radiativen Wärmeübergangszahl α_{st} vom gesamten Wärmeübergangskoeffizienten α_{ges}

$$\alpha_k = \alpha_{ges} - \alpha_{st} \quad [9]$$

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_k läßt sich aber auch direkt aus einer Untersuchung der Gastemperaturen und der Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil gewinnen:

$$\alpha_k = Nu \cdot \frac{\dot{\lambda}}{l} \quad [35]$$

wobei die Nusseltsche Zahl Nu , vergleichbar dem E. Schmidt'schen Ansatz für eine scheinbare Luftschichtdicke, das Verhältnis der tatsächlich eingetretenen zur hingeleiteten Wärmestromdichte beschreibt.

Für eine erzwungene Konvektion - diese ist im Gegensatz zur "freien Konvektion" nicht ausschließlich die Folge einer gegenüber den umgebenden Gasen erhöhten Oberflächentemperatur - läßt sich Nu in Abhängigkeit von der Turbulenz der Strömung zu

$$Nu_{lam} = 0,664 \cdot \sqrt{Re} \cdot \sqrt[3]{Pr}$$

- für laminare Strömungen [36]

und

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr}{1 + 2,443 \cdot Re^{-0,1} \cdot (Pr^{2/3} - 1)}$$

- für turbulente Strömungen [37]

bestimmen (vgl. /16/).

Dabei gibt die Reynoldszahl Re das Verhältnis von innerer Reibung zur Trägheit des Gases wider:

$$Re = \frac{v \cdot d}{\nu}$$

[38]

und die Prandtl'sche Zahl Pr beschreibt die gasinterne Energieweitergabe

$$Pr = \frac{\nu \cdot c_p \cdot \rho}{\lambda}$$

[39]

Bei einer Reynoldszahl von ungefähr $Re = 10^5$ geht eine laminare in eine turbulente Strömung über.

Für die "freie Konvektion" der Abkühlungsphase gilt

$$Nu = \left(0,825 + \frac{0,387 \cdot Ra^{\frac{1}{4}}}{\left(1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{1}{4}} \right)^{\frac{1}{4}}} \right)^2 \quad [40]$$

(vgl. /16/).

mit der Rayleigh-Zahl

$$Ra = Gr \cdot Pr \quad [41]$$

und der Grashoff-Zahl

$$Gr = \frac{\Delta T \cdot \beta \cdot g \cdot l^3}{\nu^2} \quad [42]$$

mit einem Ausdehnungskoeffizienten β , der für Gase $\beta = \frac{1}{T}$ beträgt, wobei T das arithmetische Mittel der absoluten Temperaturen von Bauteiloberfläche und Gas bezeichnet.

3.3 Energiefreisetzungen und Brandbelastungen

Mit Hilfe der in der Vornorm DIN V 18 230 Teil 1 definierten rechnerischen Brandbelastung eines Brandbekämpfungsabschnitts ist es möglich, die einzelnen Brandversuche variiert Brandlast und variierten Brandgutes in unterschiedlich großen Brandräumen miteinander zu vergleichen.

Die rechnerische Brandbelastung q_R eines Brandbekämpfungsabschnitts wird hier mit

$$q_R = \frac{\sum (M_i \cdot H_{u,i} \cdot m_i \cdot \psi_i)}{A} \quad [43]$$

angegeben. Dabei berücksichtigen die Faktoren zu einer jeden von einer Brandlasteinheit maximal freiwerdenden Energie $M_i \cdot H_{u,i}$ den durch die Verpackung (Kombinationsbeiwert ψ_i) und durch die Anordnung (Abbrandfaktor m_i) der Brandlast bedingten wahrscheinlichsten Brandverlauf. Die Summe aller in dieser Weise bestimmten freiwerdenden Energien wird durch die Grundfläche des Brandbekämpfungsabschnitts geteilt.

Der Vergleich eines Normbrandes nach der ETK mit einem natürlichen Brand wird ebenfalls durch die Vornorm DIN V 18 230 Teil 1 unter Berechnung der äquivalenten Branddauer t_{aq} sichergestellt.

$$t_{aq} = q_R \cdot c \cdot W \quad [44]$$

Für die benutzten Brandräume gelten ein Umrechnungsfaktor $c = 0,2 \text{ min} \cdot \text{m}^2 / (\text{kWh})$ und die Wärmeabzugsfaktoren $w_{\text{Tresor}} = 0,5$, $w_{\text{Decke}} = 3,2$ und $w_{\text{Stütze}} = 0,5$.

Der zeitliche Verlauf der Energiefreisetzungen kann aus dem Heizwert des Brandgutes und der gemessenen Abbrandrate \dot{M} bestimmt werden:

$$\dot{Q} = H_u \cdot \dot{M} \quad [45]$$

4. Versuchsprogramm

In den drei Prüfständen des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz – dem Stützen-, dem Tresor- und dem Deckenprüfstand – wurden z.T. unter Variation der Brandraumhöhe 21 Brandversuche mit den aus Tabelle 1 ersichtlichen Parameterkonstellationen durchgeführt.

Unter "Fichtenholz"-Brandgut wird hier der "Vergleichsstoff" gemäß DIN 18230 Teil 2 verstanden. Das "Mischbrandgut" bezeichnet ein Brandgut, das zu energetisch gleichen Anteilen aus Fichtenholz und Polyethylen besteht, näheres s. IV.2.2.1.b).

Abweichungen von dem im Forschungsantrag vorgestellten Versuchsprogramm finden sich in der Wiederholung der Versuche 07, 08 und 09, 010, 011; sie waren wegen Problemen bei der Datenaufzeichnung der Vielstellenmeßanlage erforderlich. Außerdem wurde der Versuchsreihe im Deckenbrandhaus ein weiterer Versuch mit Fichtenholz-Brandgut hinzugefügt. Hier wurde die Brandlast gegenüber dem Vergleichsversuch (Versuche L1 und L3) variiert.

Tabelle 1: Versuchsprogramm

Versuchs- bezeichnung	Brandraum L x B x H	Brandgut	rechnerische Brandbelastung $\left[\frac{\text{kWh}}{\text{m}^2}\right]$	Verbrennung (Ventilation)	verwendete Bauteile	Anordnung im Brandraum	
T1	Tresorprüfstand 3,5m 3,5m 3,1m	Fichtenholz	125	stöchiometrisch	Stahlbeton= stützen= stummel	vgl. Abb.16	
T2		Mischbrandgut	103				
T3		Polyethylen	81				
T4		ETK	-				
L1	Deckenprüfstand 7,33m 4,0m 2,95m	Fichtenholz	105	ventilationsgesteuert	Stahlbeton= stützen= stummel	vgl. Abb.17	
L3		Fichtenholz	52	stöchiometrisch			
L2		Mischbrandgut	39	ventilationsgesteuert			
L4		Polyethylen	25				
L5		ETK	-	stöchiometrisch			
O5	Stützenprüfstand a) 3,6m 3,6m 5,6m	Fichtenholz	119	stöchiometrisch	Stahlbeton= stütze	vgl. Abb.18	
O6		ETK	-				
O1	Stützenprüfstand b) 3,6m 3,6m 3,6m	Fichtenholz	119	stöchiometrisch	Stahlbeton= stütze	vgl. Abb.18	
O7		ETK	-				
O8		-	-	ventilationsgesteuert	-stützenstummel	-	
O4		Fichtenholz	170				
O2		Fichtenholz	119	stöchiometrisch	Verbund= stütze	vgl. Abb.18	
O9		-	-				
O10		ETK	-				
O11		-	-	stöchiometrisch	Stahl= stütze		
O3		Fichtenholz	119				
O12		ETK	-	stöchiometrisch			

Der vorab geschätzte Kostenaufwand und die Kapazität der zur Verfügung stehenden Meßeinrichtungen zwangen zu einer sorgfältig abgewogenen Bestückung der Bauteile und der Brandräume mit Meßgeräten.

Dadurch konnten leider interessante und einflußreiche Meßgrößen – wie die Strahlungseigenschaften der Umfassungsbauteile und die in die Umfassungsbauteile eindringenden Wärmestromdichten – in diese Versuchsreihe nicht aufgenommen werden.

Eine detaillierte Versuchsanordnung für die vier verschiedenen Brandraumgeometrien ist den Abbildungen 16, 17 und 18 zu entnehmen. Hierin ist die eingesetzte Meßtechnik nicht vollständig dargestellt; es wurden nur die für die Auswertung wichtigsten Meßstationen aufgenommen.

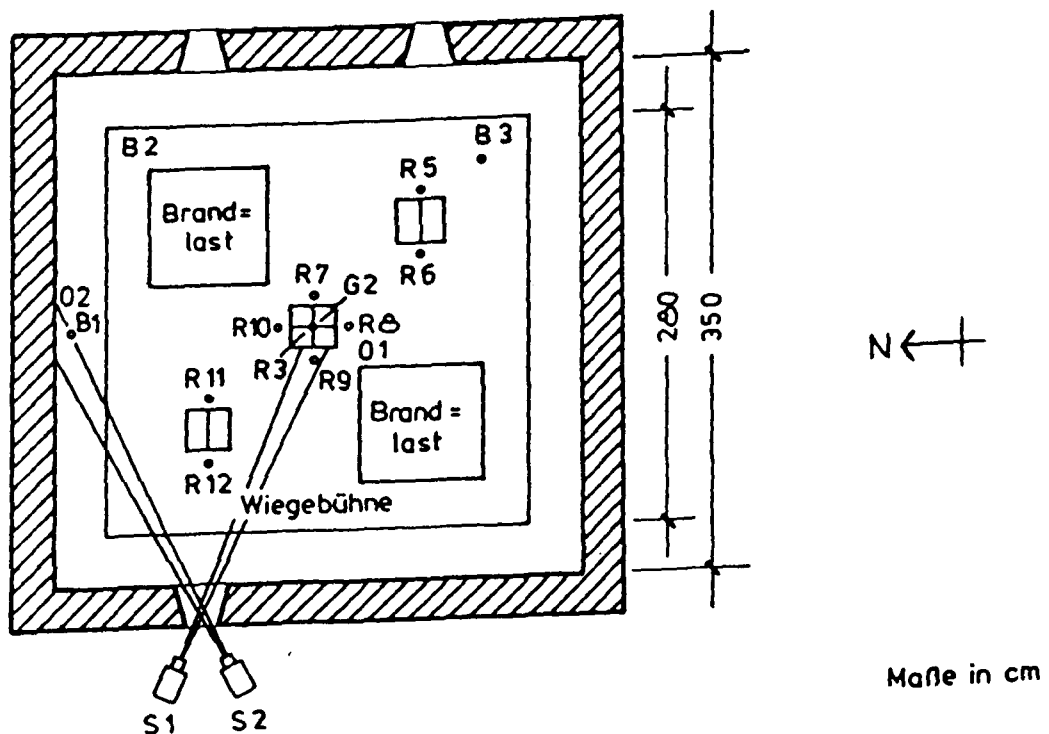
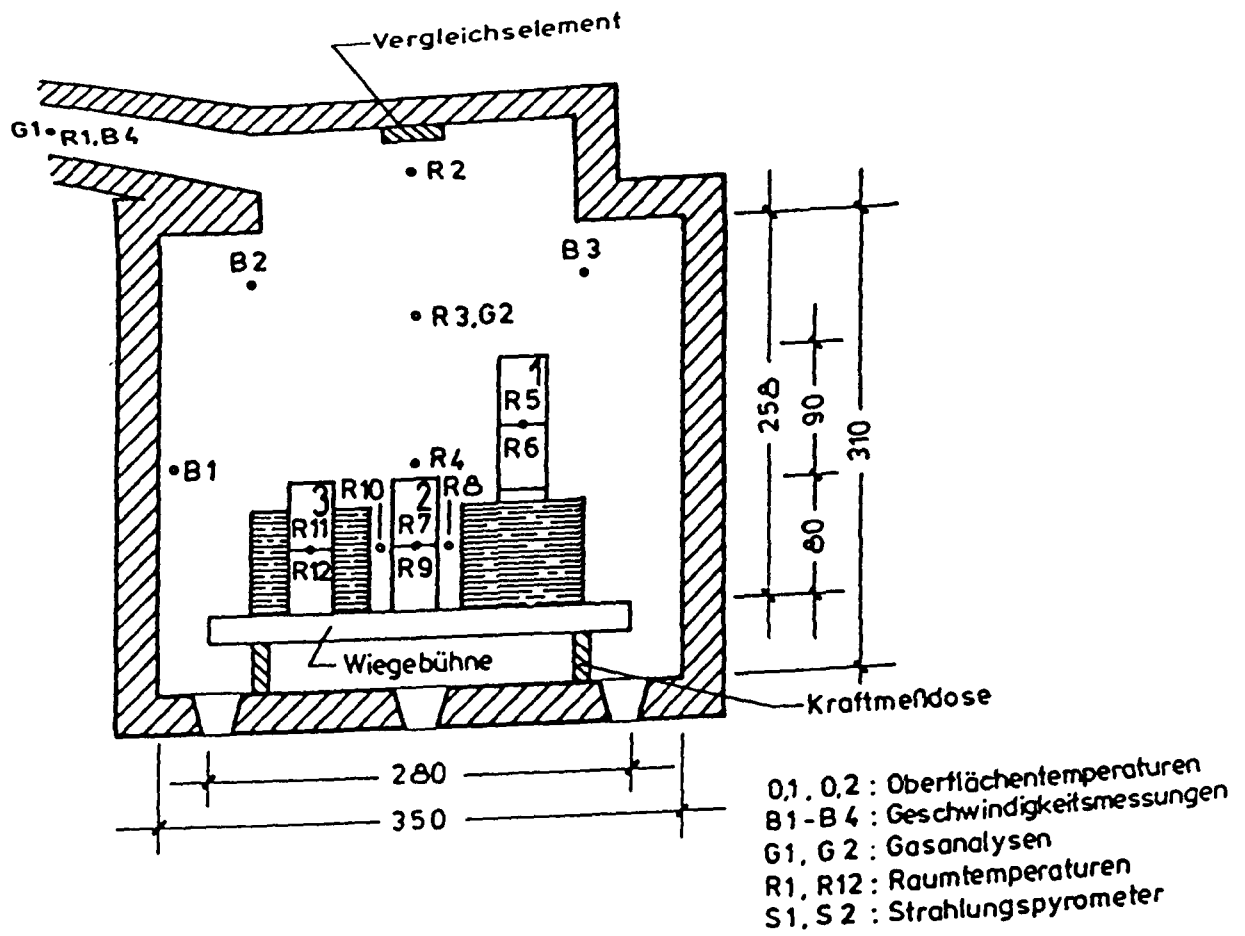
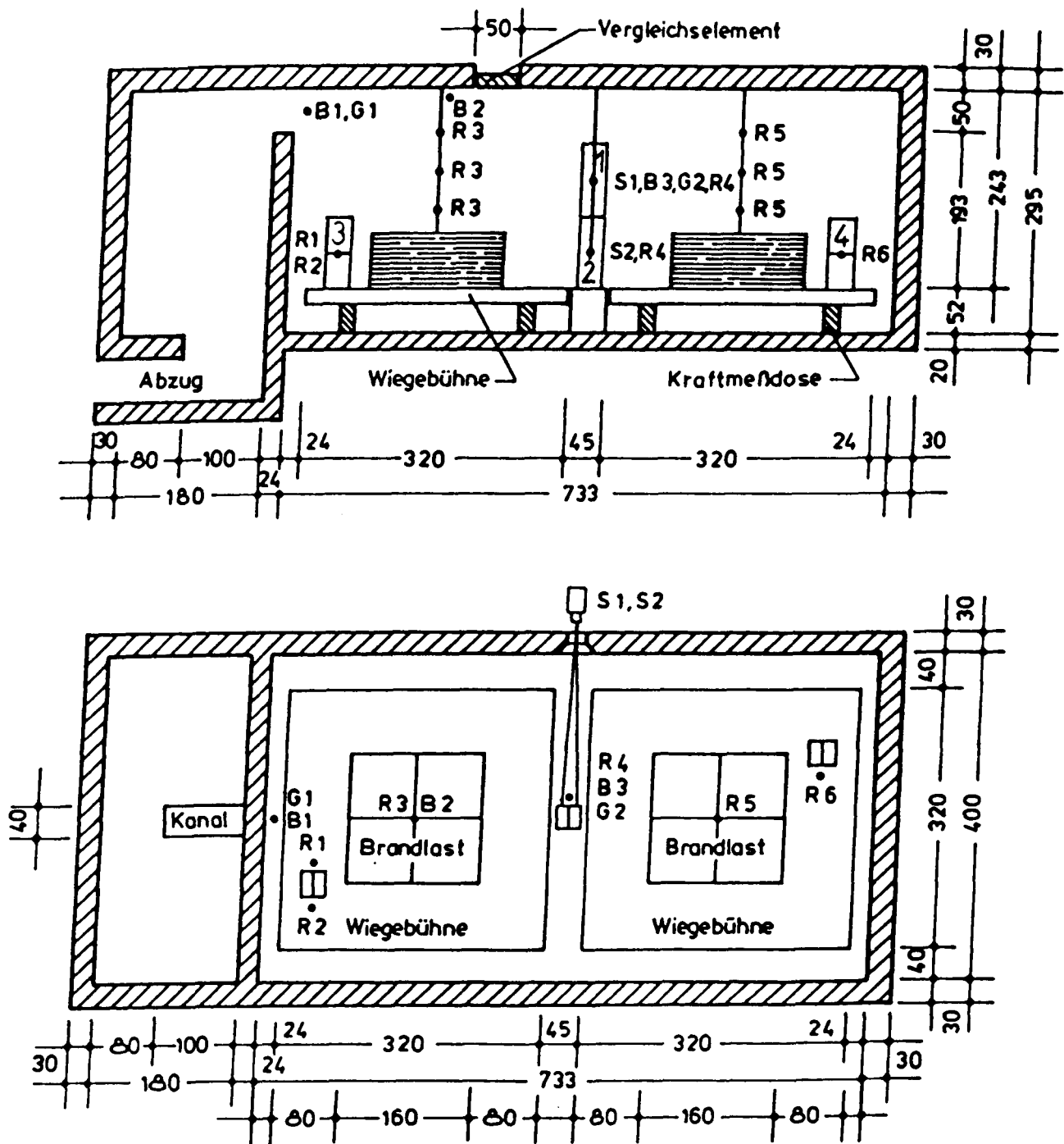


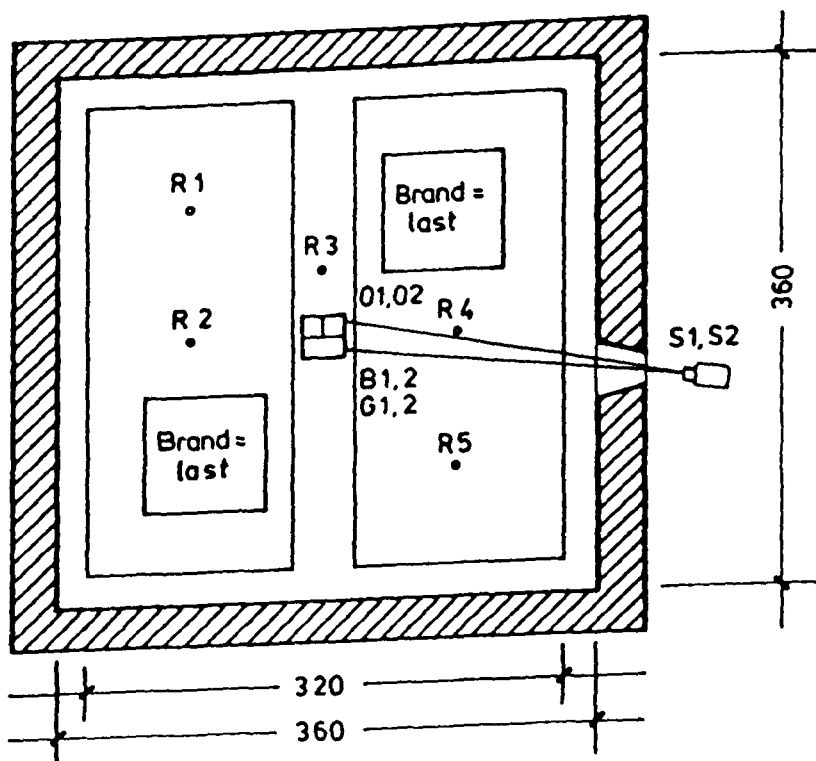
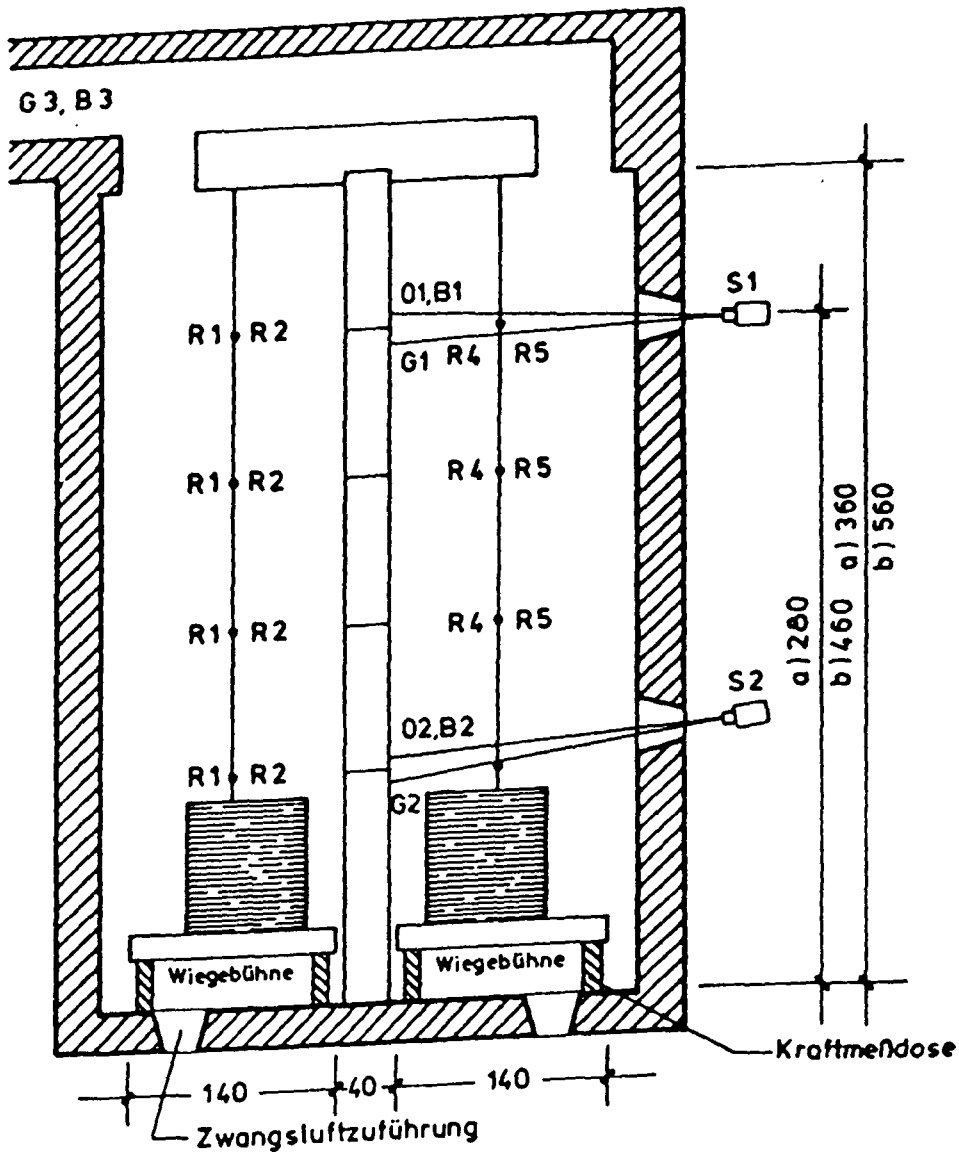
Abbildung 16: Tresorprüfstand mit Meßtechnik



B1, B2, B3: Geschwindigkeitsmessungen
 G1, G2 : Gasanalysen
 R1 - R6 : Raumtemperaturen
 S1, S2 : Strahlungspyrometer

Abbildung 17: Deckenprüfstand mit Meßtechnik

Maße in cm



O1, O2 : Oberflächentemperaturen
 B1, B2, B3 : Geschwindigkeitsmessungen
 G1, G2, G3 : Gasanalysen
 R1 - R5 : Raumtemperaturen
 S1, S2 : Strahlungspyrometer

→ N

Maße in cm

IV. Versuchsdurchführung und Meßergebnisse

1. Erste Beurteilung der Versuchsergebnisse und daraus resultierende Auswahl der verwendeten Berechnungsverfahren

1.1 Zur Brandheftigkeit

Die durchgeführten Versuche verliefen bzgl. ihrer Brandheftigkeit im berechneten und erfahrungsgemäß erwarteten Rahmen – abgesehen von den Versuchen, die in dem langen und breiten, aber flachen Deckenprüfstand durchgeführt wurden.

So liegt die rechnerische Brandbelastung des Versuchs L1 (vgl. III.4) mit 105 kWh/m^2 niedriger als die entsprechenden Werte um 120 kWh/m^2 der vergleichbaren Fichtenholz-Brandversuche in den anderen drei Brandräumen (Versuche T1, O5, O1). Dennoch entwickelte sich dieser Brand in einer Heftigkeit, bei der die Steuerung von Zuluft und Druck außer Kontrolle geriet. Trotz der maximal möglichen Zulufteinspeisung verlief der Brand z.T. nicht mehr stöchiometrisch, sondern ventilationsgesteuert (vgl. IV.2.2.1c). Es ergaben sich Raum- und Oberflächentemperaturen von 1.100°C , was der Auslegungsgrenze der Mehrzahl der eingesetzten Meßinstrumente entspricht. Auch die aus Undichtigkeitsstellen des Brandraumes herausschlagenden Flammen gefährdeten die außenstehende Meßtechnik (Strahlungspyrometer, Vielstellenmeßanlage).

Durch diese Erfahrung wurde der Versuch L1 mit der halben Brandlast wiederholt (L3). Auch die anderen Versuche mit variiertem Brandgut wurden in diesem Brandraum mit der Hälfte an freiwerdender Wärmemenge durchgeführt.

Trotz einer rechnerischen Brandbelastung von nunmehr 25 kWh/m^2 verlief der Versuch L4 ebenfalls derart heftig, daß auch hier der Luftdurchsatz von $2,5 \text{ kg/s}$ für eine durchgehend stöchiometrische Verbrennung unzureichend war.

Einen nahezu vergleichbar heftigen Brandverlauf zeigte der ventilationsgesteuerte Versuch O4. Hier waren die von den Thermoelementen im Bauteilinneren aufgenommenen Meßdaten kaum auswertbar.

1.2 Zur Meßtechnik

Diverse Probleme ergaben sich im Bereich der Meßtechnik:

So haben die Oberflächenthermoelemente entgegen bisheriger Erfahrungen (vgl. III.2.) vergleichsweise durchschnittlich den Temperatureinflüssen standhalten können. Ihre Meßergebnisse aber streuen bei unterschiedlicher Anbringung an direkt nebeneinander liegenden Orten erheblich. Die Temperaturen der auf die Oberfläche aufgeklebten Thermoelemente liegen in der Regel um 5 - 10% höher als die Werte der unter den Asbestplättchen angepunkteten Thermoelemente.

Letztere messen, durch die 0,6 mm dicke Asbestschicht bedingt, die ebenfalls Wärmeenergie aufnimmt und damit außerdem kleinere Temperaturschwankungen auffängt, eigentlich keine Oberflächentemperaturen. Die direkt auf die Bauteiloberflächen aufgeklebten Thermoelemente dagegen haben durch ihre metallische Oberfläche erwiesenermaßen andere Strahlungseigenschaften als die Bauteiloberflächen, so daß als Konsequenz aus diesen Überlegungen eine Oberflächentemperatur aus den in der Bauteiltiefe gemessenen Temperaturen extrapoliert wurde. Diese extrapolierte Temperatur liegt in der Regel zwischen den in der oben dargestellten Weise gemessenen Oberflächentemperaturen (vgl. Abb. 19).

Die von Thermoelementen gemessenen Oberflächentemperaturen an Stahlstützen und an dem Stahlprofil der Verbundstützen sind kritisch zu Auswertungen heranzuziehen. Durch die Erdung bzw. verhältnismäßig sehr große Ausdehnung dieser Stahlprofile kann es im Bereich der Kontaktstelle zu einer Verfälschung der Thermostrome kommen. Diese Thermoelemente sind vergleichsweise häufig wegen Überhitzung ausgefallen.

Die eingesetzten Wärmestromdichtemesser erwiesen sich als unbrauchbar für die hier bezweckte Auswertung. Ihre Bezeichnung als "Wärmestromdichtemeßgerät" ist irreleitend, da diese Apparatur zwar eine thermische Belastung des Konstantan-Plättchens mittels einer Wärmestromdichtemessung, aber keine auf das betreffende Bauteil einwirkende Wärmestromdichte mißt. Die internationale Empfehlung dieser Geräte begründet sich mit ihrer Robustheit und bezieht sich auf Vergleichsversuche mit niedrigeren als den hier auftretenden Temperaturen.

VERSUCH L5 * * * TO berechnet
 STUESTU. 2 SUED □ □ □ TO bedeckt
 ▲ ▲ ▲ TO blank

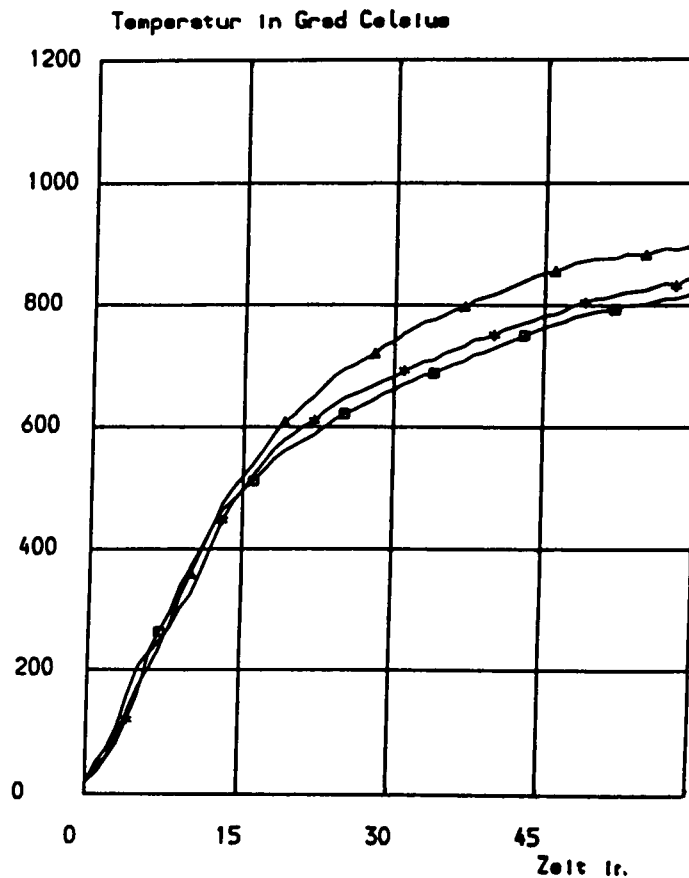


Abbildung 19: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturverläufe im Vergleich

Bei den in die Stahlbeton- und in die Verbundstützen eingelassenen Thermoelementen trat z.T. eine ungenaue Platzierung von Thermoelementen auf, weil diese sich beim Betonieren vermutlich durch herabfallenden Frischbeton seitlich verschoben haben. Einige Stützen sind nach den Versuchen aufgeschnitten und die Thermoelemente freigestemmt worden. Hier konnten Abweichungen der tatsächlichen von den geplanten Platzierungen der Thermoelemente von bis zu 2 mm festgestellt werden.

Beim Aufstemmen der Bauteile wurde sichtbar, was die gemessenen Temperaturverläufe im Bauteilinneren vermuten ließen: Während mancher Versuche sind die 2 mm dicken Betondecken über den Thermoleitern aufgerissen und die hölzernen Meßkreuze bis zu einer Tiefe von 4 cm verkohlt, was unerwünschte Energiefreisetzen im Innern der Bauteile zur Folge hatte. Diese in den aufgenommenen Temperaturprofilen bei ungefähr 400°C eintretenden Temperaturerhöhungen wurden im Kurvenverlauf einer nachträglichen Glättung unterzogen.

Ebenso wie an der Bauteiloberfläche sind auch im Innern der Bauteile aus nicht immer geklärten Gründen gelegentlich Thermoelemente ausgefallen. Dadurch bedingt konnte pro Versuch ungefähr eine Meßebeine nicht ausgewertet werden.

Die Meßergebnisse der eingesetzten Strömungsmeßgeräte weisen bei kleinen Meßwerten heftige Schwankungen mit kaum prägnanten Mittel- und Maximalwerten auf. Sie konnten zu einer Auswertung leider nur vereinzelt herangezogen werden. Insbesondere für die auftretenden Strömungsgeschwindigkeiten vor den Wänden (ca. 2 m/s) sind diese Meßgeräte zu unempfindlich.

Die mit Absaugpyrometern, Mantel- bzw. blanken Thermoelementen gemessenen Gastemperaturen zeigten sehr geringe Abweichungen untereinander, so daß sie gleichwertig für die Auswertungen herangezogen werden konnten.

Die Strahlungs-pyrometer visierten von außerhalb durch kleine Öffnungen des Brandraumes hindurch das Bauteil an. Hierbei mußten die von der Bauteiloberfläche ausgehenden Strahlen durch die Rauchgase hindurch zu dem Pyrometer gelangen. Gerade nach dem Flashoverzeitpunkt treten stark verrußte Rauchgase auf, so daß diese den überwiegenden Teil der Strahlungsenergie absorbieren. Aber auch die im sichtbaren Spektralbereich durchsichtigen Heißgase können durch ihre H₂O- und CO₂-Bestandteile in anderen Frequenzbereichen Wärmestrahlung sowohl absorbieren als auch emittieren. Obwohl die eingesetzten Bolometer nur in einem bzgl. H₂O und CO₂ günstigen Spektralbereich messen, sind die die vom Bauteil ausgehende Strahlung überlagernden Transmissions-, Absorptions- und Emissionseffekte der Heißgase zu berücksichtigen.

1.3 Gewählte Berechnungsverfahren

Wie unter IV.1.2 dargestellt, sind für die Auswertung der Brandversuche die Oberflächentemperaturen der Bauteile rechnerisch ermittelt worden. Hier zeigt ein Vergleich der beiden unter III.3.1 vorgestellten Auswerteverfahren, daß die berechneten Oberflächentemperaturen sehr gute Übereinstimmung aufweisen. Wegen der sich gleichzeitig ergebenden Wärmeübergangskoeffizienten bei dem an E. Schmidt angelehnten Differenzenverfahren, die sehr viel aussagekräftiger sind als die sprunghaft verlaufenden Wärmeübergangskoeffizienten zu den aus der Bautelltiefe errechneten Oberflächentemperaturen und Wärmestromdichten – insbesondere in der Preflashoverphase –, wurde diesem Verfahren der Vorzug gegeben. Dennoch mußte für einige Versuche das unter III.3.1 erstbeschriebene Auswerteverfahren verwendet werden, da für das Differenzenverfahren sowohl eine bestimmte Korrelation von Δt zu Δx eingehalten werden als auch ein homogenes Bauteilmaterial vorliegen muß. Zu diesen Versuchen zählen die Versuche O5 und O6, da wegen der großen Anzahl von Meßstellen nur alle 2 Minuten Daten aufgezeichnet werden konnten, und die Versuche O2, O9, O10 und O11, bei denen der Wärmeübergang auf Verbundstützen untersucht wurde.

Die "von innen heraus" errechneten Werte der Stahlmantel-Oberflächentemperaturen der Verbundstützen zeigen im Vergleich mit den gemessenen Temperaturen niedrigere Werte. Eine Entscheidung für einen der beiden Datensätze fällt schwer. Die hohe Störanfälligkeit dieser Thermoelemente (vgl. IV.1.2) bewirkte eine Entscheidung zugunsten des Berechnungsverfahrens aus dem Bauteilinnern. Hierbei ist zu beachten, daß der resultierende Emissionsgrad der Verbundstützen eventuell niedriger als gewöhnlich ausfällt, er aber dennoch für die Bestimmung der radiativen bzw. konvektiven Wärmestromdichte-Anteile zu berücksichtigen ist.

Die Analyse der Wärmebeaufschlagung in durch Strahlung bzw. Konvektion bedingte Anteile wurde durch die kaum auswertbaren Meßergebnisse der Strömungsmeßgeräte (vgl. IV.1.2) erschwert. Entgegen der in der Planung (vgl. III.3.2) vorgesehenen Absicherung der Ergebnisse durch die aus den Strömungsverhältnissen direkt bestimmte konvektive Wärmestromdichte \dot{q}_k , mußte diese nun nur aus der Differenz aus gesamter und radiativer Wärmestromdichte ermittelt werden.

Aus der folgenden Tabelle ist ersichtlich, welche Parameter vergleichend studiert werden können.

Tabelle 2: Systematik der Versuchsauswertung

Brandlast Bauteile	ETK			Misch- Stahlbeton	Polyethylen- Stahlbeton	Holz-		
	Stahl	Verbund.	Stahlbeton			Stahlbeton	Verbund	Stahl
Deckenprüfstand			L5	L2	L4	L3 (doppelte Brandlast)	L1	
Tresorprüfstand			T4	T2	T3	T1		
Stützenprüfstand b):	012	010(,011)	08			01	02	03
Stützenprüfstand a):			06			04 (ventilationsgesteuert)	05	

2. Auswertung der Meßergebnisse

2.1 Ergebnisse der Normbrandversuche

2.1.1 Brandverlauf eines Normbrandes

In der DIN 4102 Teil 2 ist für die Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen ein Normbrand definiert worden, bei dem die mittlere Raumtemperatur einen Verlauf gemäß der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nehmen soll. Diese wird mit steuerbaren Ölbrennern erreicht, die mit definiertem Kraftstoff zu betreiben sind. Eine entsprechende Anordnung und Steuerung von Brennern, Luftzufuhr und Luftabzug soll die Homogenität der Raumtemperatur über der Fläche und der Höhe des Brandraumes gewährleisten. Die genaue Lage der Abzugsöffnungen, Brenner und Brennerzuluftöffnungen für die durchgeführten Versuche ist den Abbildungen 3 bis 5 zu entnehmen. Der Raumdruck wird während der Brandversuche in Höhe der mittleren Brandraumbene im Bereich von 0 ± 2 Pa gehalten, indem der Injektor im Abzug entsprechend Gase abzieht bzw. entweichen läßt. Der Sauerstoffgehalt der Brandraumgase unterschreitet 8 Vol.% nicht.

In den hier beschriebenen Normbrandversuchen ist eine Feuerung der Anlage über eine Dauer von 60 Minuten durchgeführt worden. Folglich wird für die Auswertungen nur dieser Zeitraum herangezogen, da die Abkühlphase einen wenig realistischen Verlauf nimmt.

2.1.2 Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes

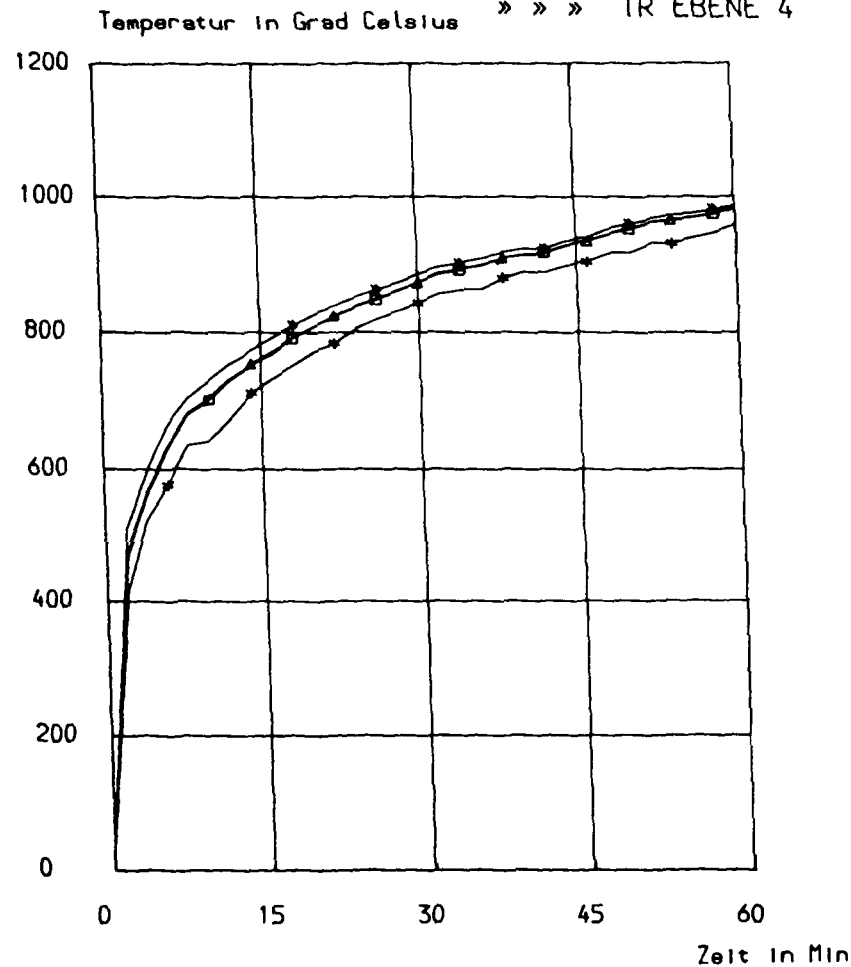
Betrachtet man für Stahlbetonbauteile die Wärmeübergangsbedingungen über der Bauteilhöhe (Versuche O8, O6), so ist festzustellen, daß die Raumtemperatur in homogener Weise entsprechend der ETK (DIN 4102) verläuft. Gering abweichend sind die Werte in der unteren Ebene, in der die geforderten Temperaturen etwas verzögert erreicht werden (im Rahmen der gegebenen Toleranzbreite), und auf den Seiten der obenliegenden Abzüge in der obersten Ebene, in der die Raumtemperatur zuweilen geringfügig niedriger als in den mittleren Ebenen liegt. Die Bauteiloberflächentemperaturen verlaufen über der Höhe leicht zunehmend, mit Ausnahme der untersten Ebene, in der im Stützenprüfstand eindeutig die höchsten Oberflächentemperaturen registriert wurden. Die Ursache hierfür dürfte in der größeren

Abbildung 20.1.: Temperaturverläufe in verschiedenen Brandraumbenen (Normbrand)

VERSUCH 08

EBENEN 1, 2, 3, 4 WEST

*	*	*	TR	EBENE	1
□	□	□	TR	EBENE	2
△	△	△	TR	EBENE	3
»	»	»	TR	EBENE	4



*	*	*	TO	EBENE	1
□	□	□	TO	EBENE	2
△	△	△	TO	EBENE	3
»	»	»	TO	EBENE	4

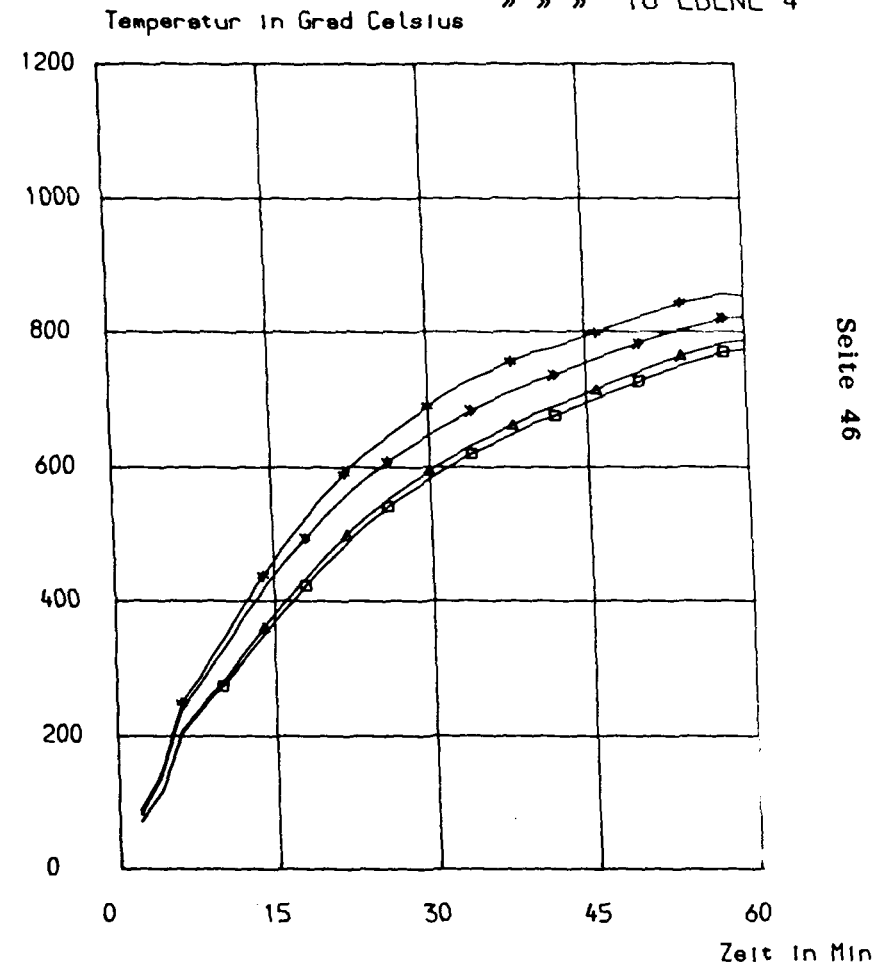
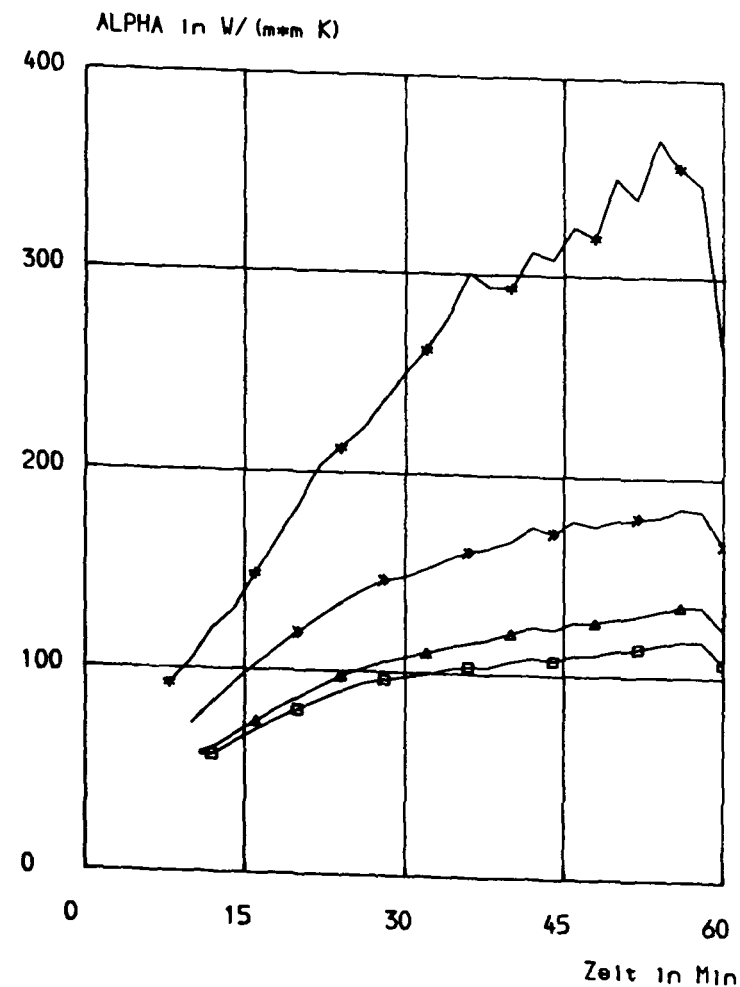
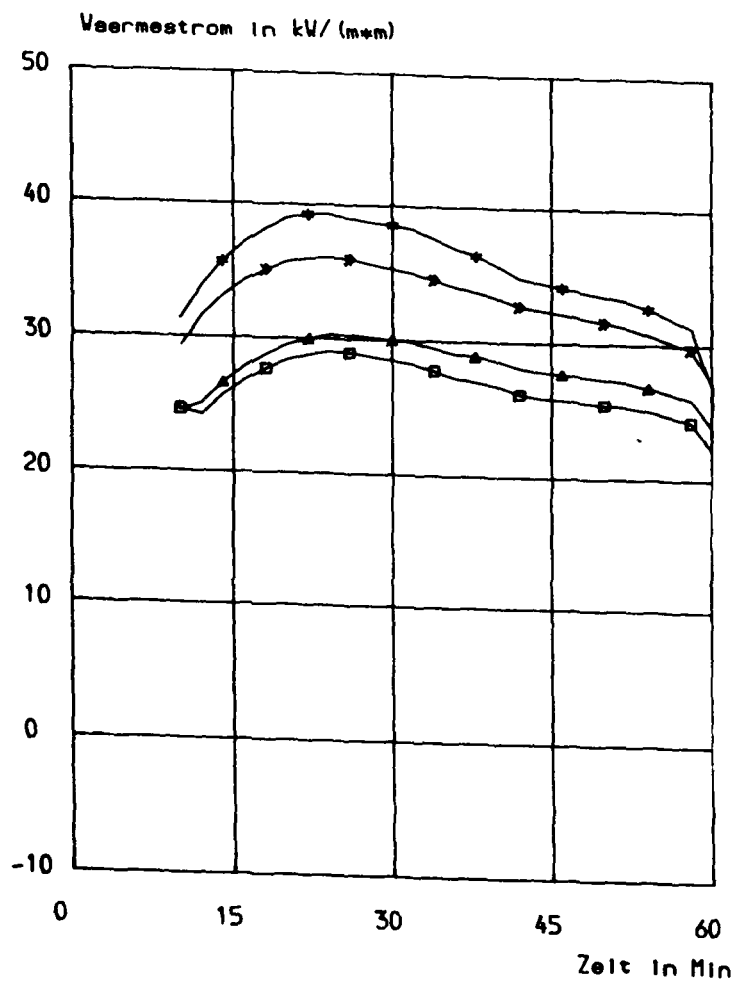


Abbildung 20.2: Wärmeübergangs-Kennwerte in verschiedenen Brandraumebenen (Normbrand)

VERSUCH 08

EBENEN 1, 2, 3, 4 WEST

* * * EBENE 1
 □ □ □ EBENE 2
 ▲ ▲ ▲ EBENE 3
 » » » EBENE 4



Strahlungsbelastung der unteren Ebenen liegen, da im Stützenprüfstand die Gasbrenneröffnungen im unteren Bereich des Brandraumes angeordnet sind. Entsprechend sind die in das Bauteil eintretenden Wärmestromdichten in der untersten – und in der obersten – Ebene etwas höher als im mittleren Bereich der Stütze (vgl. Abb. 20). Auffallend ist der Verlauf der Wärmestromdichten über der Zeit: Er ist nahezu konstant, wohingegen die Wärmeübergangskoeffizienten α einen der ETK ähnlichen Verlauf nehmen. Über der Höhe des Bauteils verhält sich α entsprechend den Wärmestromdichten (vgl. Abb. 20); die höchsten Werte sind in der untersten Ebene gemessen worden.

Eine Quantifizierung finden diese Meßergebnisse in den für diese Versuchsserie typischen Kurvenverläufen der Abb. 20 – wobei zu den dargestellten Werten anzumerken ist, daß mit Ausnahme der Ebene 1 West des Versuchs O8 die maximalen Wärmeübergangskoeffizienten $200 \text{ W/m}^2\text{K}$ nicht überschreiten.

Ein Vergleich der Wärmeübergangsbedingungen von Stahlbetonstützenstummeln unter Variation des Standorts innerhalb einer horizontalen Ebene (vgl. Versuch L5) zeigt keinen eindeutig erkennbaren Zusammenhang zwischen der relativen Lage und den kaum unterschiedlichen Wärmeübergangsbedingungen. Die geringfügig höheren und schneller erreichten Raumtemperaturen auf der dem Abzug abgewandten Seite bewirken anfangs höhere Wärmestromdichten in die Stützenstummel; deren Mittelwerte von ca. 22 kW/m^2 aber sind genauso groß wie die der anders positionierten Stützenstummel.

2.1.3 Variation der Brandraumgeometrie

Ein Vergleich der Meßdaten an vergleichbaren Meßorten und -ebenen der Versuche O8, O6, L5 und T4 zeigt weder in Bezug auf die Prüfkörpertemperaturen noch auf die eintretenden Wärmestromdichten oder die Wärmeübergangskoeffizienten funktionale Zusammenhänge mit der Brandraumgeometrie. Die Werte streuen im Rahmen ihrer Meßgenauigkeit.

2.1.4 Variation der Baustoffe

Hier sind die Versuche O8 (Stahlbeton), O10, O11 (Verbundstützen) und O12 (Stahlstützen) zu betrachten. Bei dem Versuch O11, der unter allen anderen Meß- und Steuerbedingungen ganz analog dem Versuch O10 verlief, wurden die Strahlungspyrometer auf das Stahlprofil der Verbundstütze gerichtet. Im Versuch O10 visierten sie die Asbestplättchen der bedeckten Thermoelemente an.

Die Übereinstimmung der Meßergebnisse und Kenngrößen \dot{q} und α der Versuche O10 und O11 ist erstaunlich hoch ($< 5\%$). Aber auch die ermittelten Emissionszahlen sind mit $\epsilon \approx 0,45$ ungefähr gleich groß (vgl. Abb. 21). Der qualitative Zusammenhang von einer Zunahme des Emissionsvermögens bei wachsender Oberflächentemperatur ist innerhalb dieser Versuchsserie nicht verallgemeinerbar, weshalb auch zur Teilung der Wärmeströme in eine konvektive und eine radiative Komponente ein temperaturunabhängiger konstanter Wert verwendet wurde.

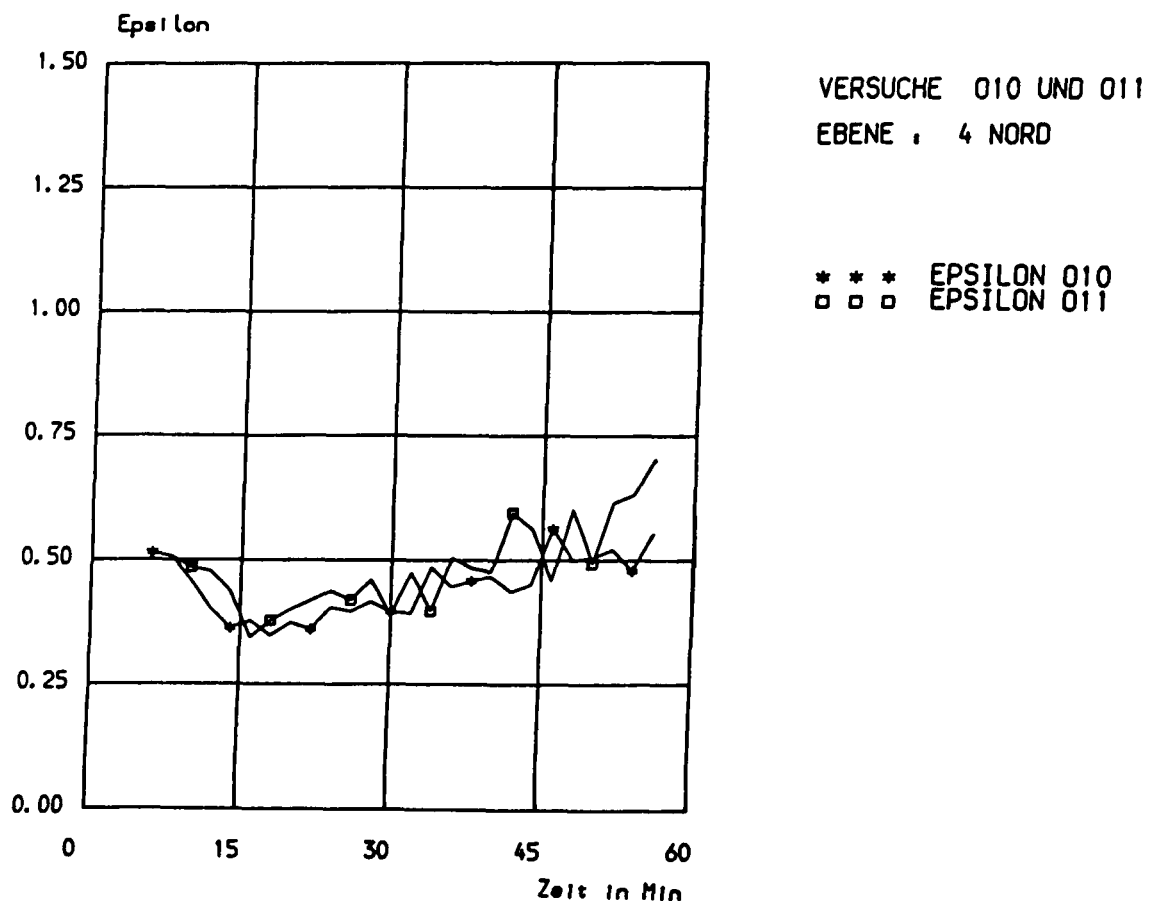
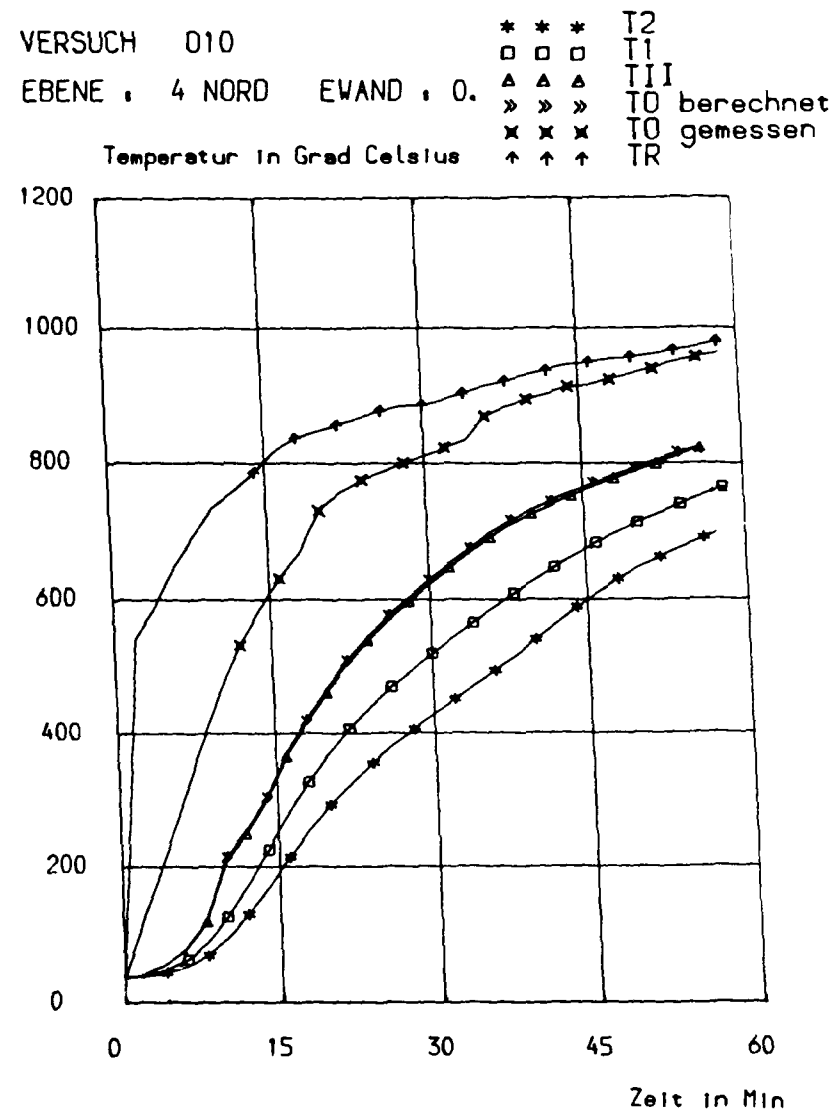
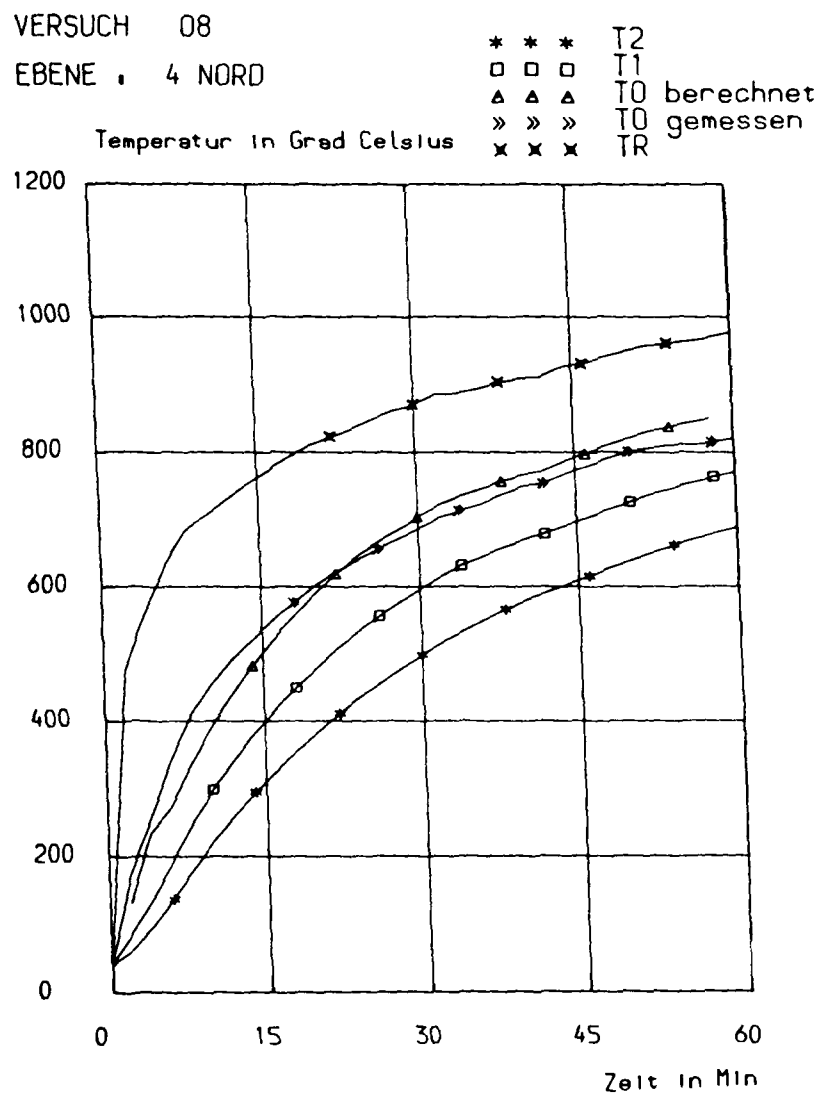


Abb. 21: Emissionsvermögen des Stahlprofils und der Asbestplättchen

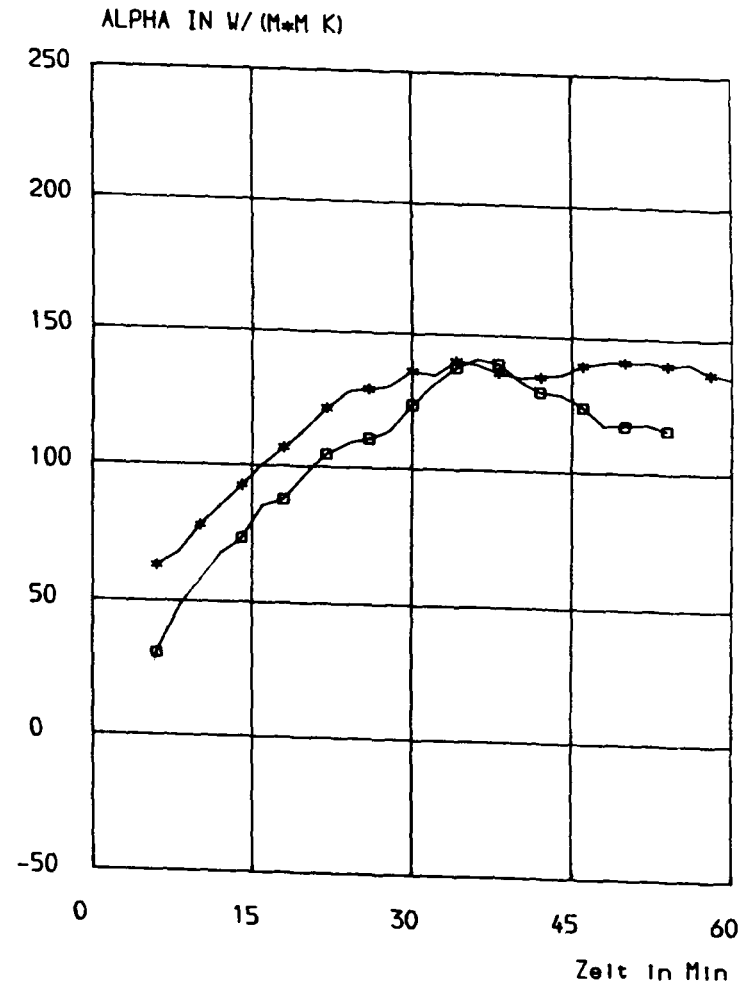
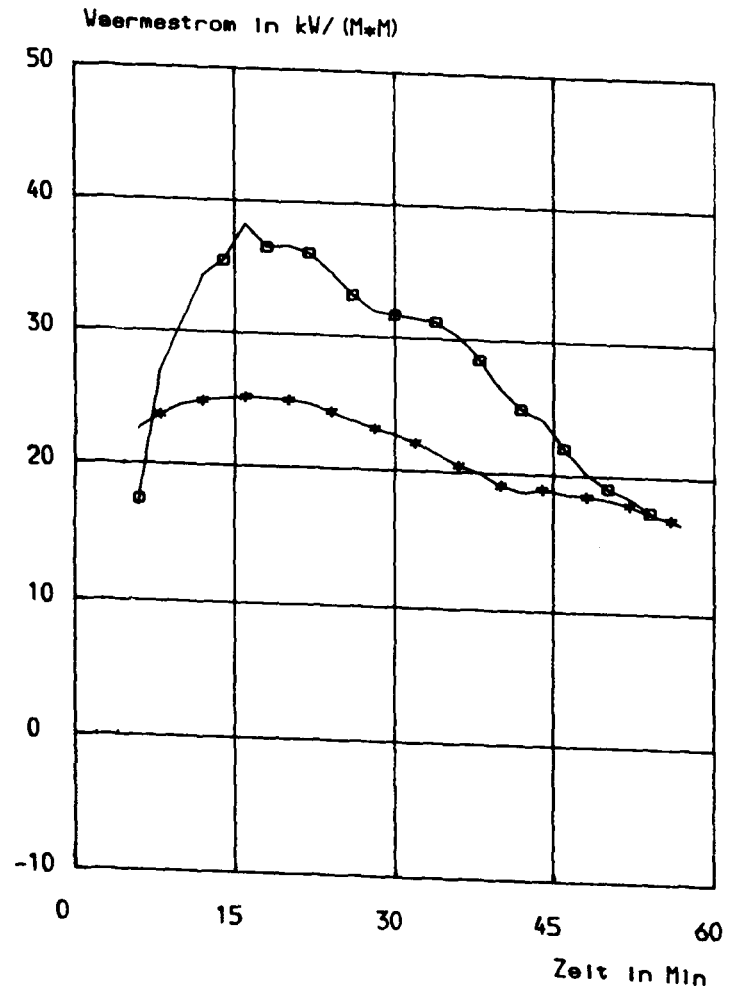
Abb. 22.1: Temperaturverläufe der Versuche 08 und 010



VERSUCHE 08 UND 010

EBENE : 4 NORD

* * * VERSUCH 08
 □ □ □ VERSUCH 010



Zum Vergleich der Wärmeübergänge auf Verbund- bzw. Stahlbetonstützen ist die Abbildung 22 hilfreich. Hier sind typische Ergebnisse der beiden Stützenarten ersichtlich. Die in eine Verbundstütze eintretenden Wärmeströme sind - bei einem niedrigeren Wärmeübergangskoeffizienten - größer als die unter denselben Bedingungen (ETK-Raumtemperaturverlauf, Brandraumgeometrie, Ventilationsverhältnisse) bei einer Stahlbetonstütze gemessenen Werte. Die in Abb. 22 dargestellten Kurven aber geben mit den direkt gemessenen Oberflächentemperaturen und den berechneten Oberflächentemperaturen Hinweise darauf, daß das für die Verbundstützen verwendete Berechnungsverfahren möglicherweise Mängel aufweist (vgl. IV.1.2 und V.3.2), d.h., daß die ermittelten Kenngrößen α und \dot{q} mit großer Vorsicht zu Vergleichen heranzuziehen sind.

Betrachtet man die Oberflächentemperaturen der Stahlstützen, so ist festzustellen, daß sie über der Höhe zunehmen und einen zeitlichen Verlauf ähnlich der ETK nehmen. Gemessen wurden hierbei maximale Oberflächentemperaturen von 1.300°C, die bei einer maximalen Raumtemperatur von 1.000°C (homogener ETK-Verlauf) die unter IV.2.1.1 beschriebene Fehlerhaftigkeit des Meßverfahrens deutlich machen. Auffallend ist, daß die gemessenen Oberflächentemperaturen - bezogen auf eine Ebene und unabhängig von der Stützenseite - nahezu identisch sind.

2.2 Ergebnisse der natürlichen Brände

2.2.1 Variation des Brandverlaufs durch Verändern von

a) Brandlast

Sämtliche Brandversuche mit natürlichem Brandgut sind mit 2l Ethanol in Brand gesetzt worden, der in einer Blechschale befindlich unter die Krippen geschoben wurde. Auch bei diesen Versuchen wurde ein Druck von 0 ± 2 Pa für die mittlere Brandraumbene angestrebt.

Die Verdoppelung der Fichtenholzbrandlast von 320 kg (Versuch L3) auf 640 kg (Versuch L1) im Deckenprüfstand führte bei einer sehr homogenen Raumtemperatur-Verteilung zu Höchstwerten um 1.100°C. Diese wurden

nach einem anfangs mäßigen, dann aber zügig verlaufenden Temperaturanstieg in der 35. Minute des Brandes erreicht, wohingegen der Maximalwert von 800°C des Vergleichsversuches (weniger homogene Verteilung, Abzugsbereich ausgenommen) schon in der 18. Minute auftrat. Diese verzögerte Brandentfaltung hat ihre Ursache vermutlich in der großflächigen Anordnung der Brandlast (vgl. Abb. 17), die jeweils nur an einer Ecke der Stapel angesteckt wurde. Dennoch ist die Phase mit Raumtemperaturen von mehr als 400°C bei dem Versuch L1 doppelt so lang wie bei dem Versuch L3.

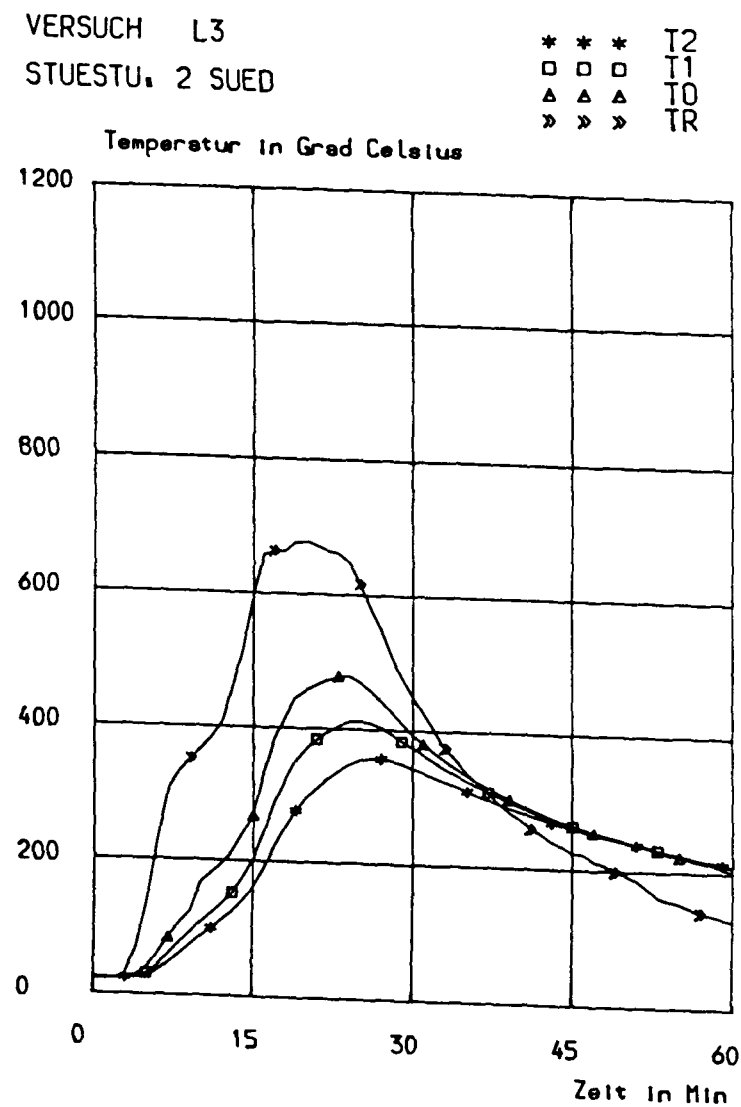
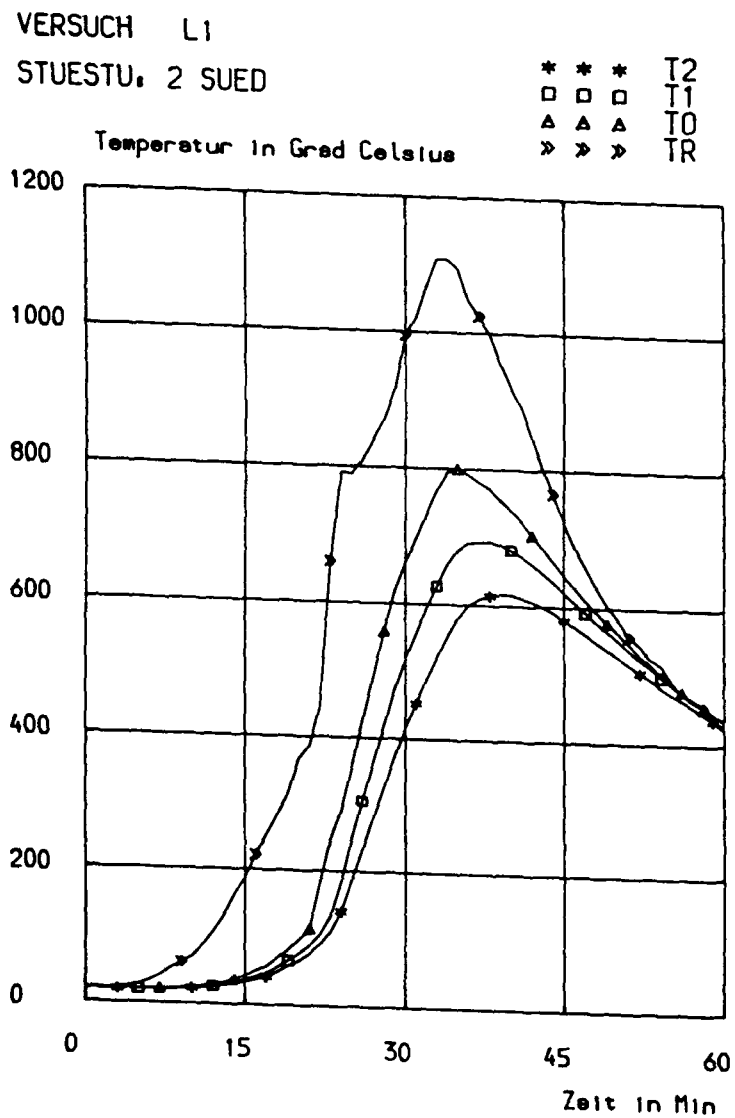
Die während des Brandes bzw. in der Aufheizphase des Bauteils auftretenden Oberflächentemperaturen T_O , Wärmestromdichten \dot{q} und Wärmeübergangskoeffizienten α sind der nachstehenden Tabelle und der Abb. 23 zu entnehmen.

Tabelle 3: Variation der Brandlast

- Deckenprüfstand - Fichtenholzbrandgut - Luftdurchsatz: 2,5 kg/s				
			L1	L3
Brandlast	[kg]		640	320
Entzünden des Feuers			beide Stapel an den Ecken	nur ein Stapel in der Mitte
Verbrennung			z.T. ventilationsgesteuert	stöchiometrisch
t_{s_1}	[Min]		-	26
$T_{R_{Max}}$	[°C]		1100	700 - 900
$t_{T_{R_{Max}}}$	[Min]		35	16 - 22
$T_{O_{Max}}$	[°C]		700 - 800	400 - 700
\dot{q}_{ges}	[kW/m²]		bis zu 40	bis zu 25 - 35
α_{ges}	[W/m²K]		60 - 100	60 - 100

Deutlich ist bei einem Vergleich der Abbildungen 23 und 20 zu erkennen, daß die Wärmestromdichten und die Wärmeübergangskoeffizienten bei einem natürlichen Brand zeitabhängig einen anderen Verlauf nehmen als bei einem Normbrand.

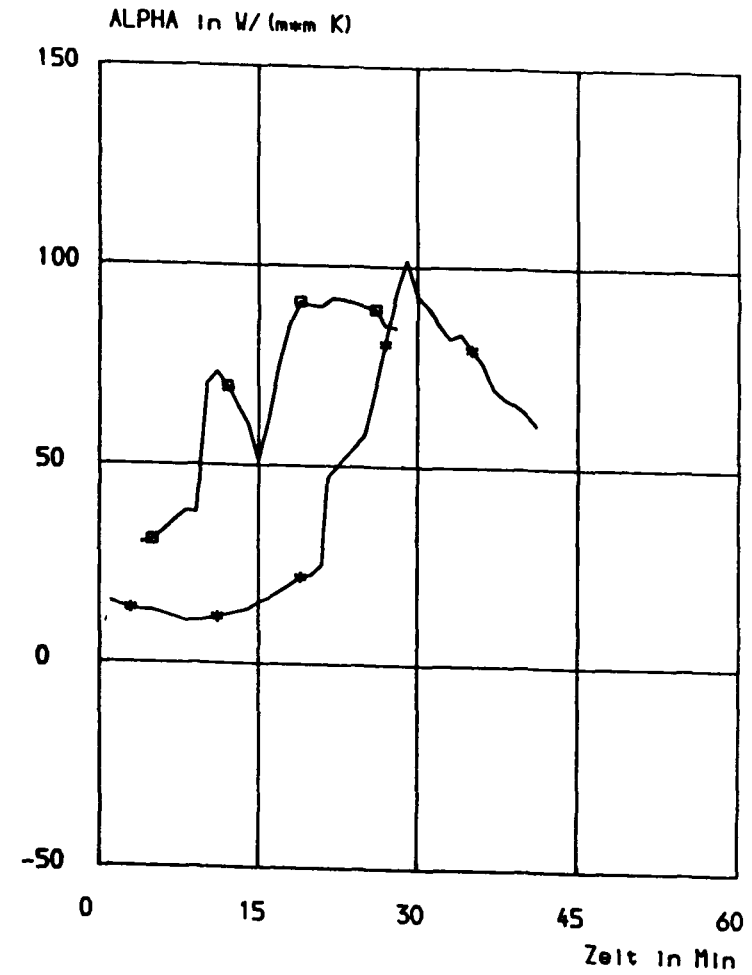
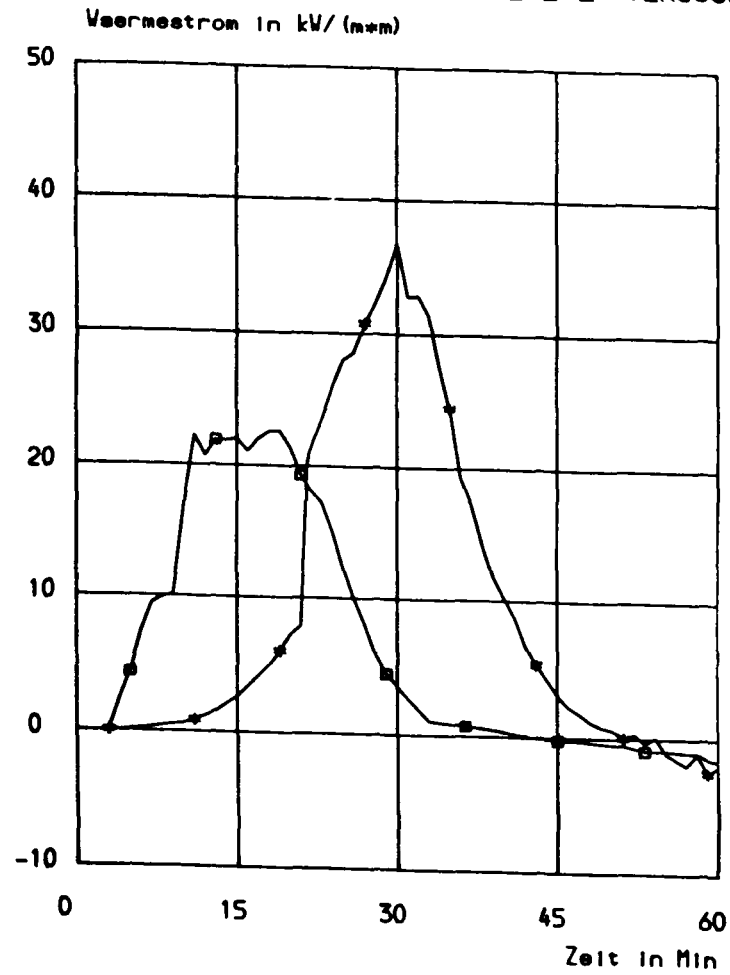
Abbildung 23.1: Temperaturverläufe der Versuche L1 und L3



VERSUCHE L1 UND L3

STUESTU. 2 SUED

* * * VERSUCH L1
 □ □ □ VERSUCH L3



Zusammenfassend kann für die Abklingphasen der natürlichen Brände festgestellt werden, daß die ermittelten Wärmestromdichten der von den Prüfkörpern abgegebenen Wärme bis zu 5 kW/m² betragen, während sich die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich von 18 W/m²K bis 25 W/m²K bewegen und mit ihrer Streuung in keinerlei nachweisbarem Zusammenhang zuden variierten Versuchsparametern stehen. Aus diesem Grund ist in den folgenden Absätzen auf die Darstellung der Meßergebnisse aus der Abklingphase der natürlichen Brände verzichtet worden.

b) Brandgut

Zunächst sollen die Versuche T1 (Fichtenholz), T2 (Mischbrandlast) und T3 (Polyethylen) miteinander verglichen werden, bei denen beide Brandlaststapel in deren Mitte zum Startzeitpunkt des Versuchs angezündet worden sind. Das verwendete Polyethylen ist hier in einer in Säcken verpackten Granulatkonsistenz verwendet worden. Trotz nahezu gleicher Brandbelastung $q = \frac{\sum (M_i \cdot H_u)}{A}$ (vgl. III.3.3) verlaufen diese drei Brände völlig unterschiedlich:

In dem Versuch T1 werden bei einer sehr homogenen Raumtemperaturverteilung die Maximalwerte von $700 \pm 30^\circ\text{C}$ in der 26. Minute erreicht. Der Brand des Versuchs T2 entwickelte sich wesentlich zügiger und klingt nach einer längeren fast gleichbleibend heißen Phase von der 10. bis zur 30. Minute mit Temperaturen um $700 \pm 100^\circ\text{C}$ rasch ab. Die langsamste und inhomogenste Temperaturentwicklung findet sich bei dem Versuch T3, bei dem das Granulat zögernd glimmt, schmilzt und dann mit seiner deutlich verkleinerten Oberfläche langsam abbrennt. So bleiben die Brandraumtemperaturen fast 40 Minuten lang in der Größenordnung von Wohnraumtemperaturen, um ca. in der 60. Minute ein Maximum zwischen 400°C und 800°C – je nach geometrischer Lage im Brandraum – zu finden (vgl. Abb. 24).

Tabelle 4: Variation des Brandgutes - Teil 1

- Tresorprüfstand - stöchiometrische Verbrennung - beide Stapel in der Mitte zu Versuchsbeginn gezündet		T1	T2	T3
Brandgut		Fichtenholz	Mischbrandgut (Fichtenholz + PE)	Polyethylen (Granulat)
Brandbelastung	[kWh/m ²]	125	113	101
t ₁	[Min]	47	45	27
T _{R Max}	[°C]	670 - 730	600 - 800	400 - 800
t _{T R max}	[Min]	26	10 - 30	60
q _{ges}	[kW/m ²]	bis zu 20 - 40	bis zu 20 - 40	bis zu 10 - 35
α _{ges}	[W/m ² K]	50 - 200	ca. 100	40 - 150

VERSUCHE T1, T2 UND T3
 RAUMTEMPERATUREN DER BRANDRAUMMITTE

* * * TR VERSUCH T1
 □ □ □ TR VERSUCH T2
 ▲ ▲ ▲ TR VERSUCH T3

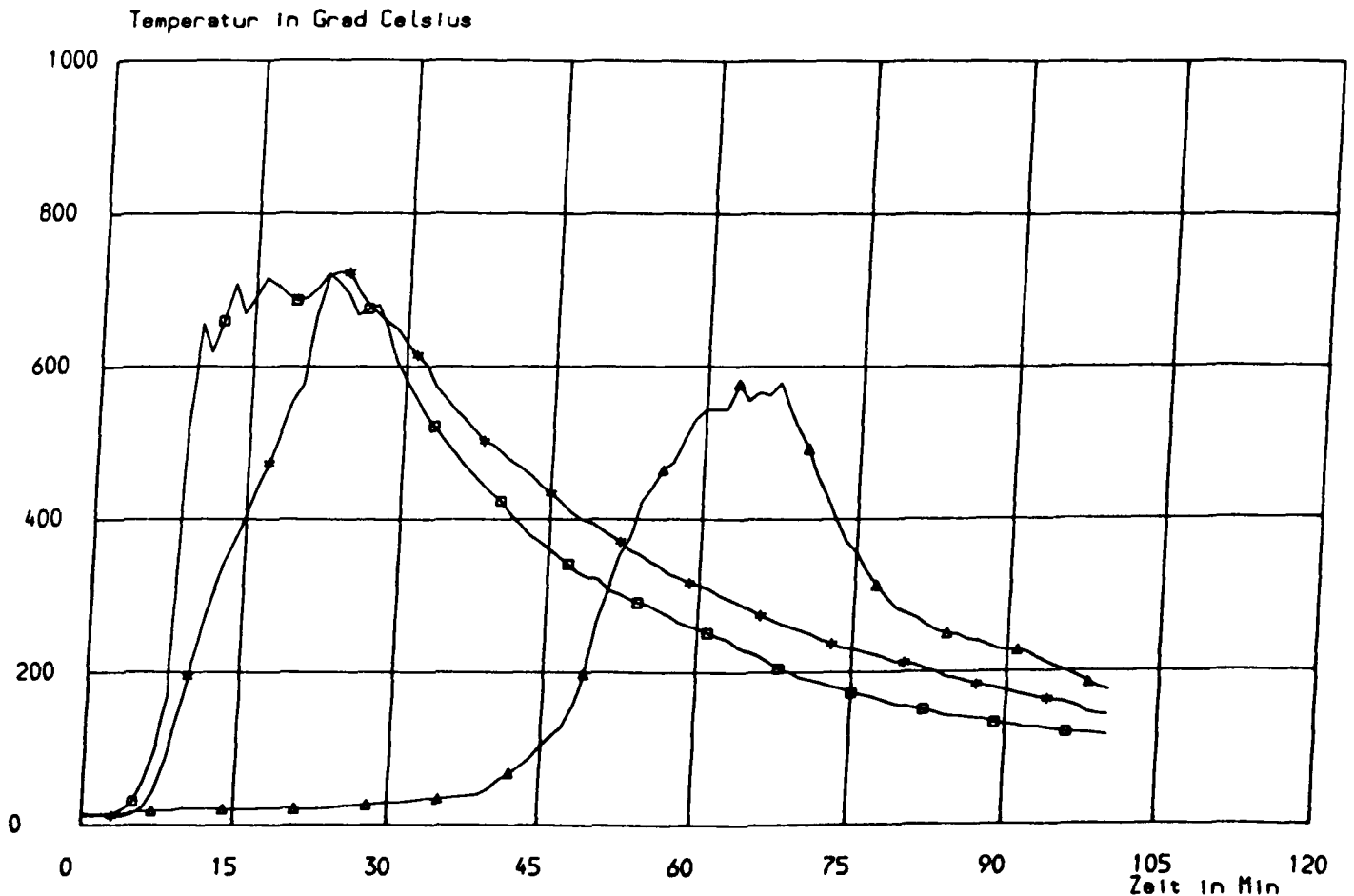


Abbildung 24: Brandraumtemperaturen der Versuche T1, T2 und T3

Eine gänzlich andere Auswirkung des Brandgutes auf das Brandgeschehen zeigt ein Vergleich der Versuche L3 (Fichtenholz), L2 (Mischbrandlast) und L4 (Polyethylen), bei denen jeweils dieselbe Brandbelastung $q = \frac{\sum (M_i \cdot H_{u,i})}{A}$ von 51 kWh/m² vorlag. Hier wurde zu Versuchsbeginn aber nur einer der beiden Brandlaststapel angesteckt. Das verwendete Polyethylen bestand aus Formteilen (Bierkästen) mit $m = 0,5$ (vgl. Beiblatt zu DIN V 18 230 Teil 1).

VERSUCHE L2, L3 UND L4
RAUMTEMPERATUREN DER BRANDRAUMMITTE

* * * TR VERSUCH L2
□ □ □ TR VERSUCH L3
△ △ △ TR VERSUCH L4

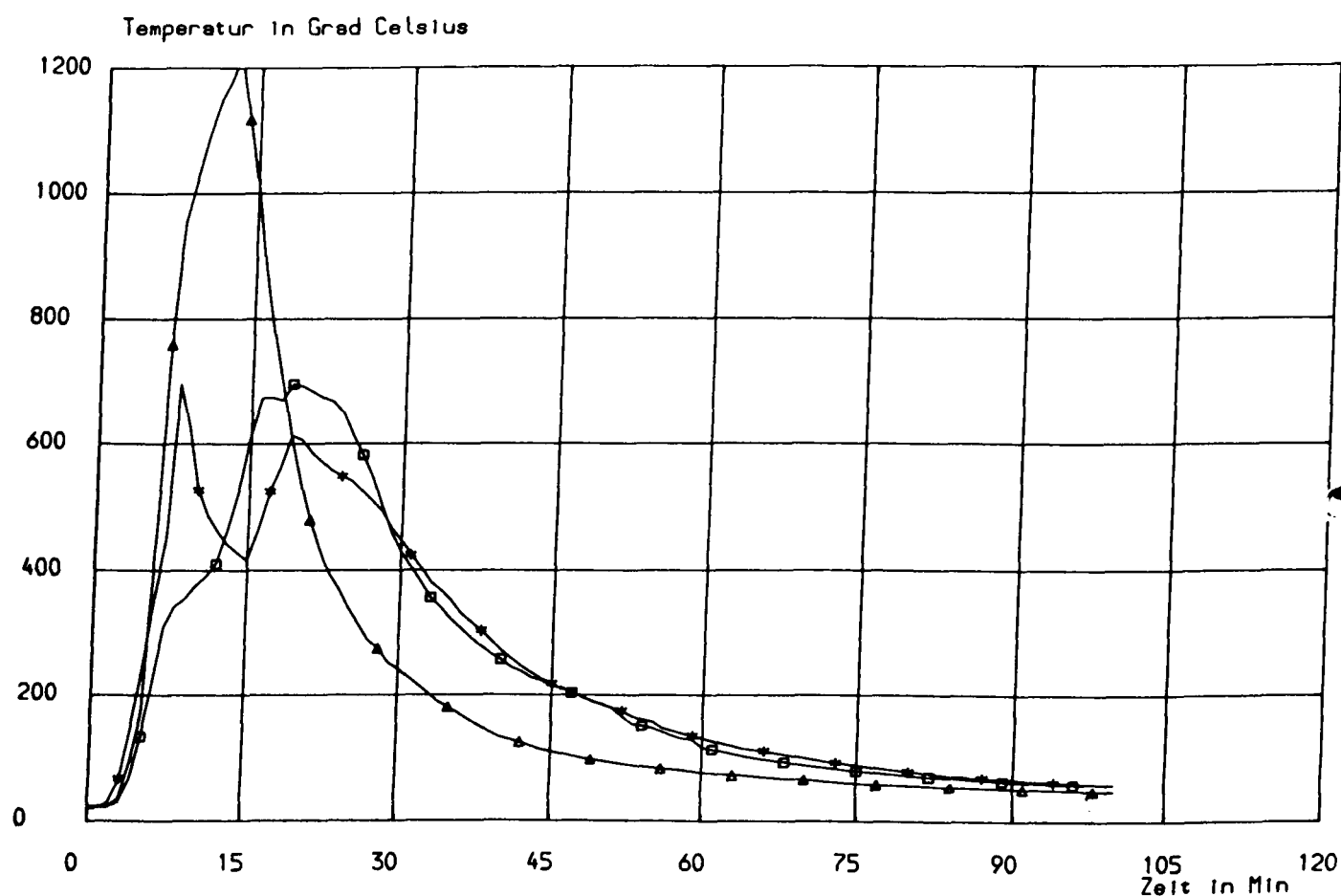


Abbildung 25: Brandraumtemperaturen der Versuche L2, L3 und L4

Bei dem Versuch L2 mit dem Mischbrandgut sind die zwei Temperaturmaxima sehr ausgeprägt. So erreicht die Raumtemperatur in der Nähe der Brandlaststapel, wo eines der beiden Maxima das andere deutlich überschreitet, Werte um 800°C, in der Raummitte dagegen ergeben sich hintereinander zwei Maxima mit jeweils 600°C. Der Funkenübersprung fand in der 14. Minute statt, in der sich das Feuer des ersten Brandlaststapels schon im Abklingen befand.

In dem Versuch L3 treten die zwei Temperaturmaxima nicht so deutlich hervor, obwohl sich der zweite Brandlaststapel nach ungefähr der gleichen Versuchsdauer in Vollbrand befindet wie in dem Versuch L2 (vgl. Abb. 25).

Im Gegensatz zu dem entsprechenden Tresorbrandhaus-Versuch T3 brennen in den Versuch L4 beide (!) Stapel sofort und heftig unter starker Rauchentwicklung. Schon nach 14 Minuten klingen die auffallend homogenen Raumtemperaturen rasch ab. Während dieser Phase des Brandes herrscht ein starker Überdruck von mehr als 50 Pa im Brandraum, und der zugeführte Sauerstoff reicht für eine stöchiometrische Verbrennung nicht mehr aus.

Tabelle 5: Variation des Brandgutes - Teil 2

- Deckenprüfstand - Brandbelastung: 51 kWh/m ² - nur ein Stapel zu Versuchsbeginn gezündet		L3	L2	L4
Brandgut		Fichtenholz	Mischbrandgut (Fichtenholz + PE)	Polyethylen (Formteile)
Verbrennung		stöchiometrisch		z.T. ventilationsgest.
$t_{\text{äq}}$	[Min]	26	21	27
$T_{R_{\text{Max}}}$	[°C]	700 - 960	600 - 800	1100
$t_{T_{R_{\text{Max}}}}$	[Min]	16 bis 22	8 bzw. 19	13
$T_{O_{\text{Max}}}$	[°C]	400 - 700	300 - 500	740 - 800
\dot{q}_{ges}	[kW/m ²]	bis zu 25 - 35	bis zu 35 - 40	bis zu 43
α_{ges}	[W/m ² K]	60 - 100	ca. 50 (-150)	100 - 150

c) Ventilationsverhältnisse

Die Anordnung der Zuluft- und Abluftöffnungen ist den Brandraumplänen (Abb. 3 bis 5) zu entnehmen. Die sich einstellenden Strömungsprofile innerhalb der Brandräume konnten in dieser Versuchsreihe mangels hinreichender Meßeinrichtungen nicht zufriedenstellend ermittelt werden. Gemessen und bekannt aber sind die Strömungsgeschwindigkeiten von Zu- und Abluft. Hierbei ist für jeden Brandofen eine über die Versuche konstant gehaltene Brandraum-spezifische Zulufrate gleichmäßig über die Einlaßöffnungen verteilt zugeführt worden, die aus Erfahrungswerten der Abbrandraten so berechnet wurde, daß für die verwendeten Brandlasten - mit Ausnahme des Versuchs O4 (höhere Brandlast als in den anderen Versuchen im Stützenprüfstand) - eine stöchiometrische Verbrennung anzunehmen war. Die Versuchsergebnisse aber zeigen, daß auch im Deckenprüfstand bei einer Holzbrandlast von 640 kg (Versuch L1) mit einer rechnerischen Brandbelastung q_r von 105 kWh/m² bzw. bei einer Polyethylenbrandlast von 122 kg (Versuch L4) mit $q_r = 25$ kWh/m² der Luftdurchsatz von 2,5 kg/s für eine stöchiometrische Verbrennung unzureichend war.

Der Versuch O4 wurde durch eine Zulufrate von 1,7 kg/s "ventilationsgesteuert", was bis zu einer maximalen Fichtenholz-Abbrandrate von 20,4 kg/Min eine stöchiometrische Verbrennung vermuten läßt. Gemessen wurden 25 kg/Min. In diesem Zeitraum lag eine unvollständige Verbrennung vor, was auch durch die erhöhte CO-Konzentration der Abgase bestätigt wurde.

Leider sind Vergleiche der Versuche L1, L4, O4 mit brandlastgesteuerten Brandversuchen unter genau derselben Parameterkonstellation nicht möglich, da zumindest Unterschiede bzgl. der Brandlast oder des Brandgutes bestehen.

Die Tabelle 6 gibt Auskunft über einige der ermittelten Größen:

Tabelle 6: Ventilationsgesteuerte Brände

	04	L1	L4
Brandraum	Stützen-	Decken-	Decken-
Luftdurchsatz [kg/s]	1,7	2,5	2,5
Brandgut	Fichtenholz	Fichtenholz	PE (Formteile)
Brandbelastung [kW/m²]	170	105	50
rechnerische - [kW/m²]	170	105	25
Entzünden des Feuers	beide Stapel in der Mitte	beide Stapel an einer Ecke	ein Stapel in der Mitte
Zeitraum der ventil.gest. Verbrennung [Min]	2 - 17	12 - 20	3 - 8
t_{dq} [Min]	37	-	27
TR_{Max} [°C]	800 - 1000	1100	1100
$t_{TR_{Max}}$ [Min]	21	35	13
TO_{Max} [°C]	-	700 - 800	740 - 800
\dot{q}_{ges} [kW/m²]	bis zu 20 - 40	bis 35	bis 43
α_{ges} [W/m² K]	-	60 - 100	100 - 150

d) Zündzeitpunkte der Brandlasten

Bezüglich eines Einflusses der jeweiligen Zündzeitpunkte einzelner Brandlasten auf den Brandverlauf lassen sich aus einem Vergleich der Versuche T1 mit L3, T2 mit L2 und T3 mit L4 keine widerspruchsfreien Aussagen gewinnen. Wie schon unter IV.2.2.1b) hervorgeht, bewirkt die fehlende Parameterübereinstimmung dieser Versuche in Brandgut, Brandraumgeometrie und (rechnerischer) Brandbelastung weitaus deutlichere Auswirkungen auf

das Brandgeschehen als eine Variation beim Entzünden des Brandes, indem nur einzelne bzw. sämtliche Brandlaststapel zu Versuchsbeginn angesteckt werden. Eher sind Auswirkungen des Anzündens eines Stapels in der Mitte bzw. an einer Ecke (Versuche L1 und L3) auf die Brandentwicklung aus einem Vergleich der Versuche L1 und L3 auszumachen: Trotz halb so großer Brandlast - verglichen mit Versuch L1 - und Anzünden nur eines der beiden Brandlaststapel bei Versuch L3 steigen hier die Raumtemperaturen zu Versuchsbeginn deutlich rascher an als bei dem Versuch L1 (vgl. Abb. 23). Für einen Vergleich der Kenngrößen der Brandentstehungsphase siehe Tabelle 3.

2.2.2 Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes

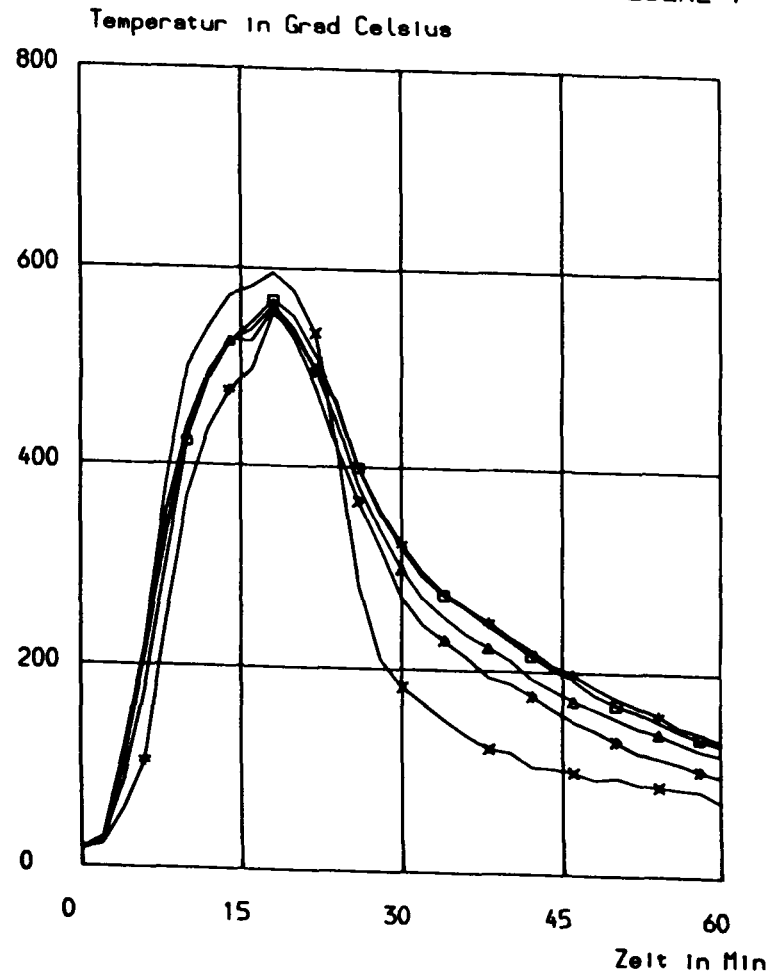
Die Meßergebnisse der Versuche O1 und O5 bestätigen nur teilweise die Auswertungsergebnisse der Normbrandversuche (vgl. IV.2.1.2) bzgl. einer Höhenabhängigkeit der Kenngrößen. In der Abbildung 26 (vgl. Abb. 20) sind die Wärmeübergangsbedingungen des Versuchs O5 - mit Ausnahme der unteren Meßebenen, die wegen defekter Raumtemperatur-Thermoelemente ausfielen - dargestellt. Ähnliche Ergebnisse zeigt der Versuch O1: hier sind über der Höhe nahezu gleiche maximale Oberflächentemperaturen von 400°C , Wärmestromdichten von ungefähr 25 kW/m^2 und höhenunabhängige Wärmeübergangskoeffizienten zwischen $80 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $150 \text{ W/m}^2\text{K}$ ermittelt worden. Im Gegensatz zu den Ergebnissen des Versuchs O5 treten in dem Versuch O1 die jeweils höchsten Werte in den obersten Meßebenen auf.

Zusammenfassend kann zu der Höhenabhängigkeit der Wärmeübergangs-Kennwerte bei natürlichen Bränden festgestellt werden, daß in der Regel die oberen und die unteren Meßebenen höhere Werte aufweisen als die mittleren Ebenen, daß sich hierbei aber - im Vergleich zu den Ergebnissen aus den Normbränden - ein deutlicher Einfluß der Anordnung der Brandlast bemerkbar macht.

Abbildung 26.1: Temperaturverläufe in verschiedenen Brandraumebenen (natürlicher Brand)

VERSUCH 05
EBENEN : 3,4,5,6,7 NORD

*	*	*	TR	EBENE	3
□	□	□	TR	EBENE	4
△	△	△	TR	EBENE	5
»	»	»	TR	EBENE	6
x	x	x	TR	EBENE	7



*	*	*	TO	EBENE	3
□	□	□	TO	EBENE	4
△	△	△	TO	EBENE	5
»	»	»	TO	EBENE	6
x	x	x	TO	EBENE	7

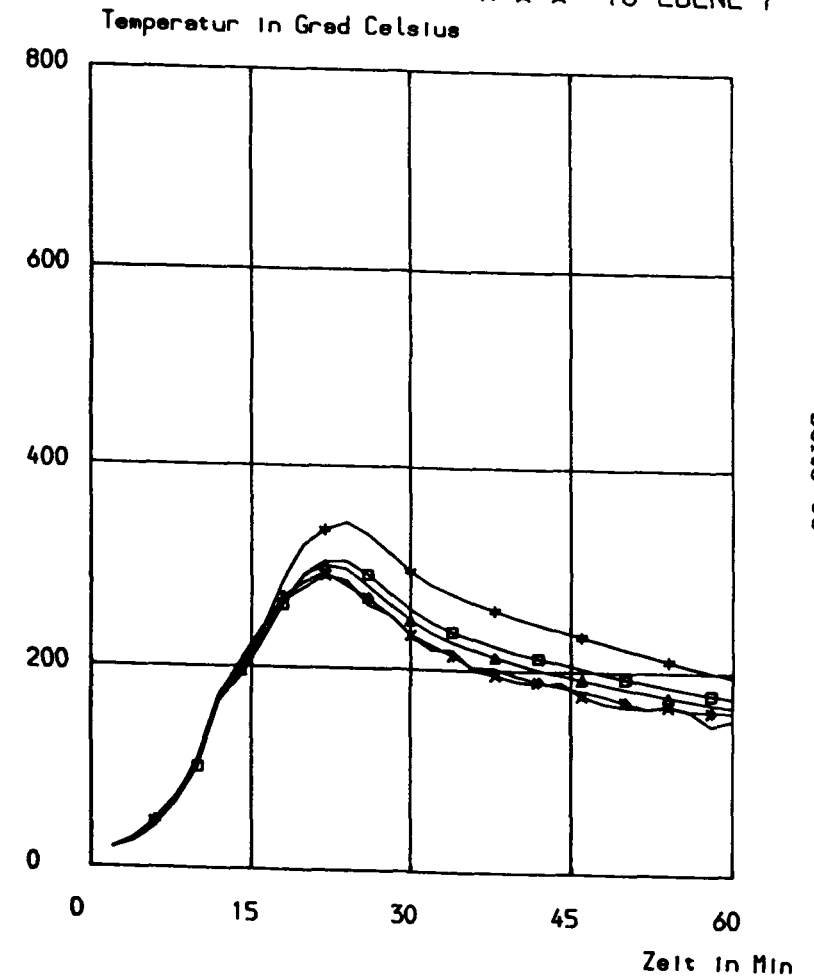


Abbildung 26.2: Wärmeübergangs-Kennwerte in verschiedenen Brandraumebenen (natürlicher Brand)

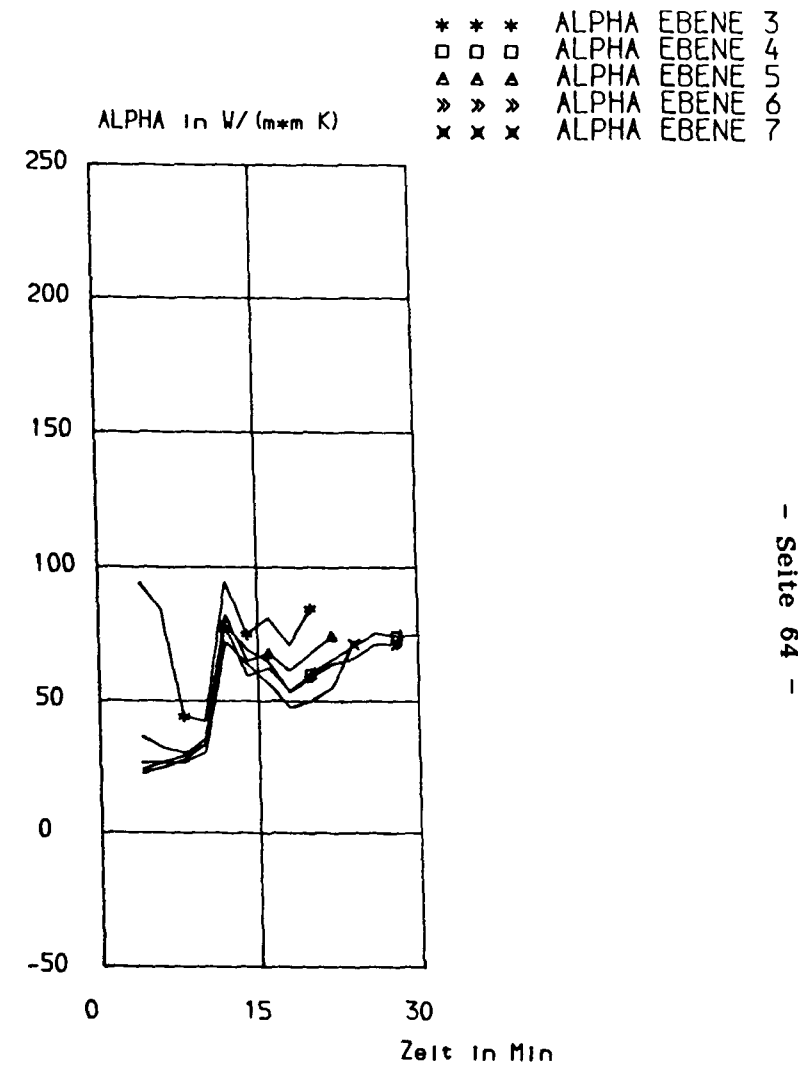
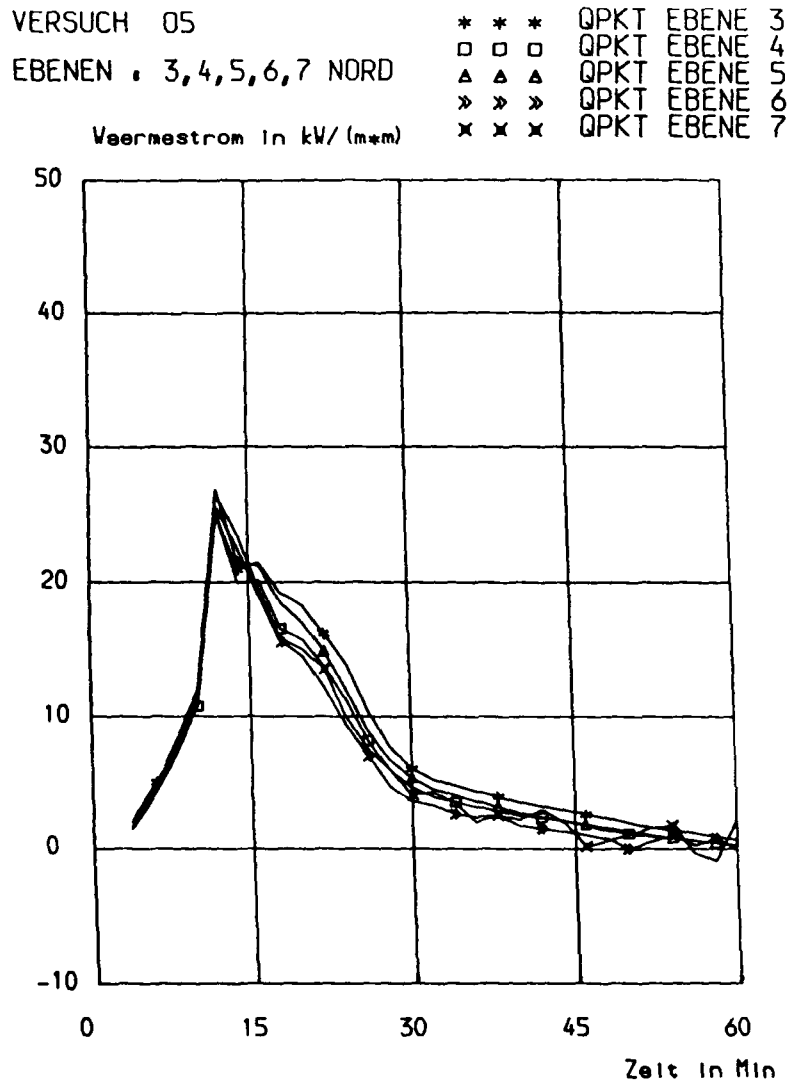
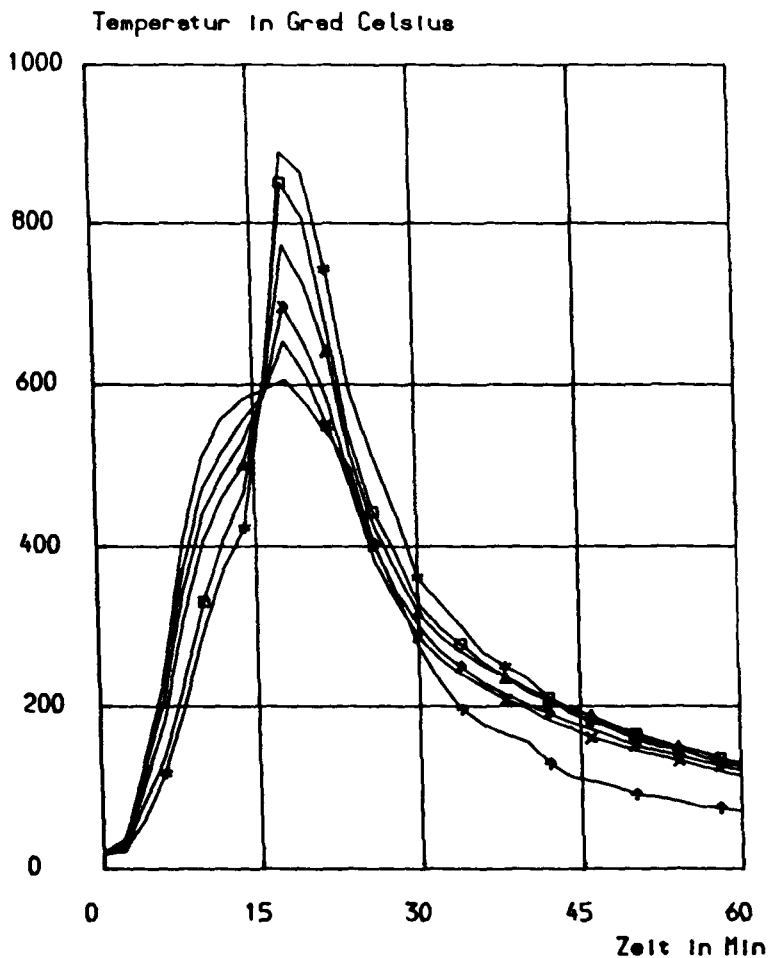


Abbildung 27.1: Temperaturverläufe in verschiedenen Brandrauebenen
(umgekippter Brandlaststapel)

VERSUCH 05

EBENEN : 2,3,4,5,6,7 SUED

*	*	*	TR	EBENE	2
□	□	□	TR	EBENE	3
△	△	△	TR	EBENE	4
»	»	»	TR	EBENE	5
×	×	×	TR	EBENE	6
↑	↑	↑	TR	EBENE	7



*	*	*	TO	EBENE	2
□	□	□	TO	EBENE	3
△	△	△	TO	EBENE	4
»	»	»	TO	EBENE	5
×	×	×	TO	EBENE	6
↑	↑	↑	TO	EBENE	7

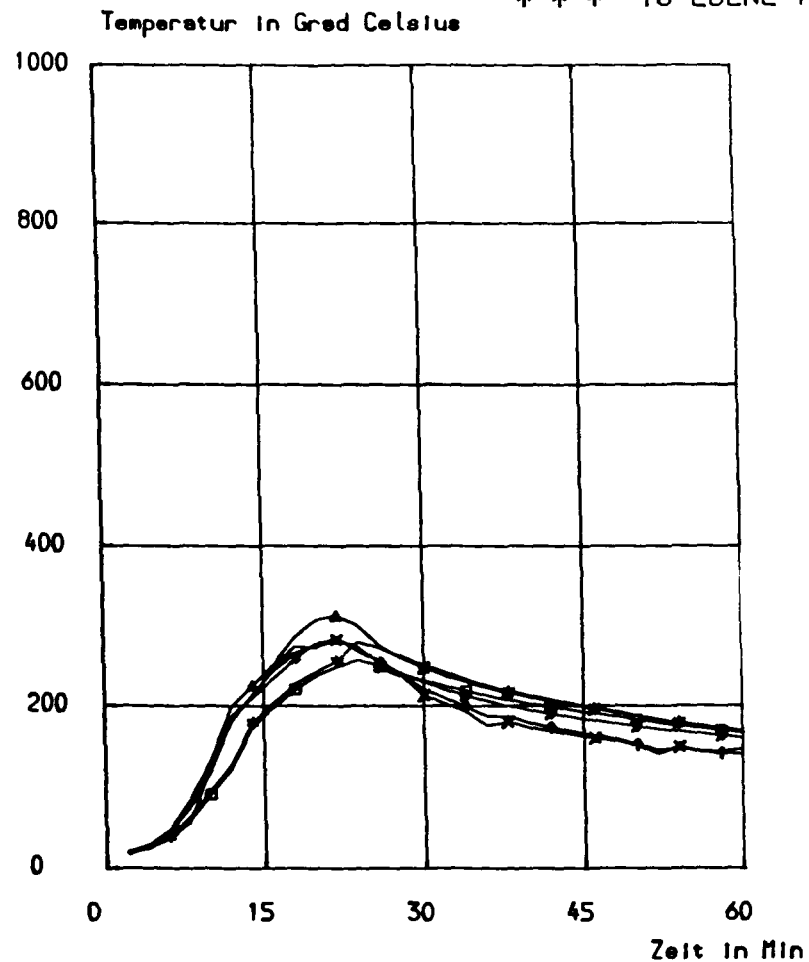
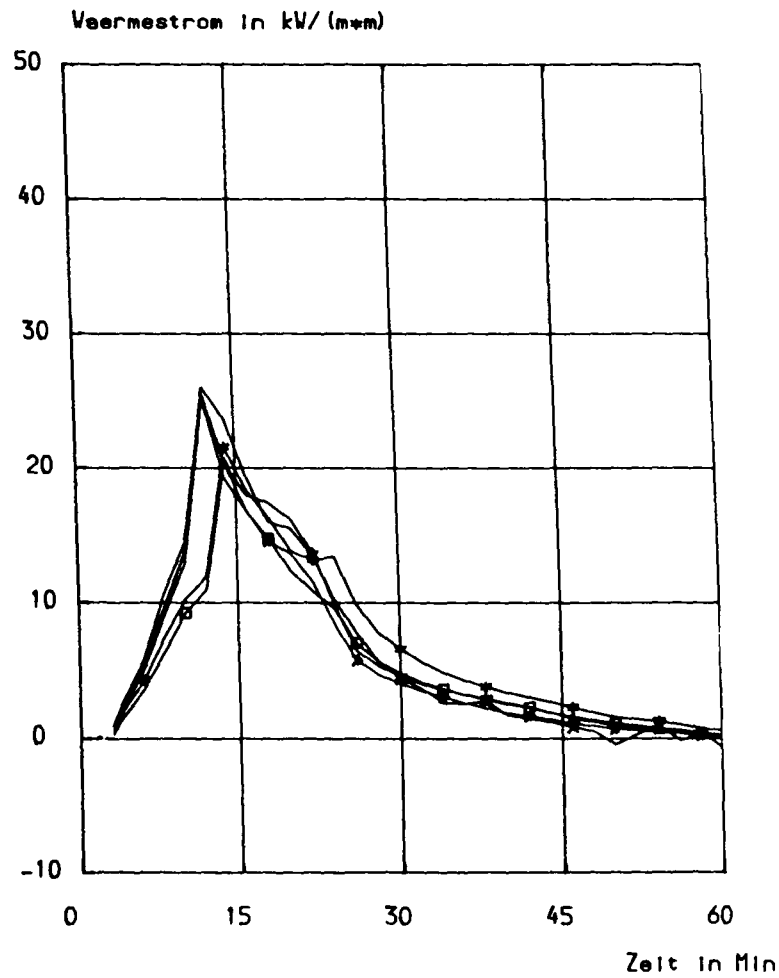


Abbildung 27.2: Wärmeübergangs-Kennwerte in verschiedenen Brandraumebenen (umgeklippter Brandlaststapel)

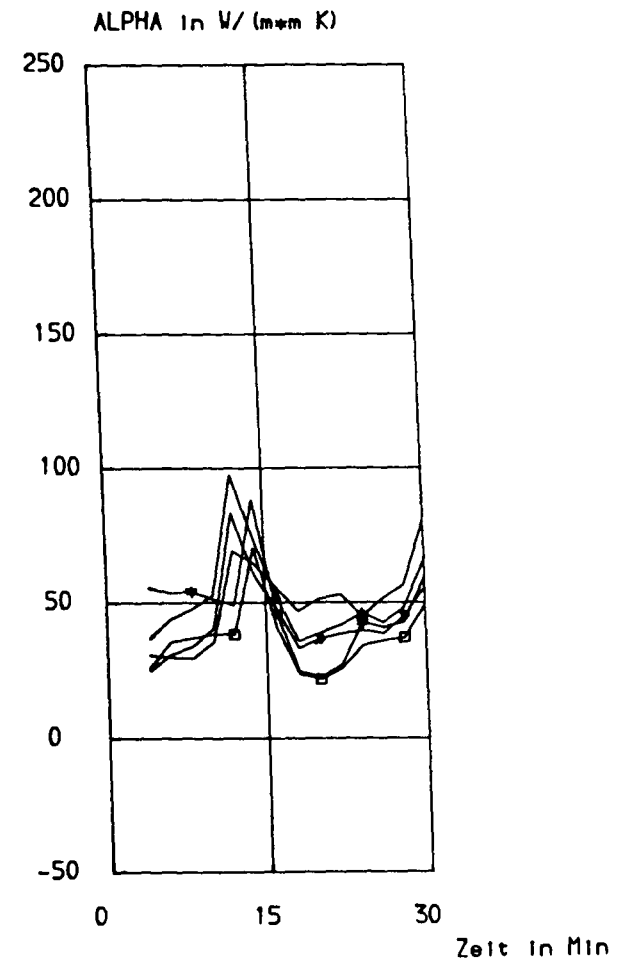
VERSUCH 05

*	*	*	QPKT	EBENE	2
□	□	□	QPKT	EBENE	3
△	△	△	QPKT	EBENE	4
»	»	»	QPKT	EBENE	5
x	x	x	QPKT	EBENE	7

EBENEN : 2,3,4,5,7 SUED



*	*	*	ALPHA	EBENE	2
□	□	□	ALPHA	EBENE	3
△	△	△	ALPHA	EBENE	4
»	»	»	ALPHA	EBENE	5
x	x	x	ALPHA	EBENE	7



Interessant sind in diesem Zusammenhang die Meßergebnisse der gegenüberliegenden Stützenseite der Stahlbetonstütze aus Versuch O5. Während sich die Nordseite der Stütze in der im Versuchsprogramm dargestellten Anordnung zu den Brandlaststapeln befand, kippte in der 16. Minute des Brandes der südöstlich von der Stütze aufgebaute Brandlaststapel nach Westen um, so daß sich ein "Brandherd" in sehr geringer Entfernung vor der Stütze befand. Die Raumtemperaturen dieser Seite über der Höhe geben diese Entwicklung wider (vgl. Abb. 27), wohingegen die übrigen, den Wärmeübergang beschreibenden Größen über der Höhe einen relativ ähnlichen zeitlichen Verlauf zeigen. Die Wärmeübergangskoeffizienten nehmen nach der 15. Minute deutlich ab, bedingt durch die zunehmende Raumtemperatur bei abnehmender Wärmestromdichte ($\alpha(t) = \frac{\dot{q}(t)}{T_R(t) - T_O(t)}$).

Eine Variation der Meßkoordinaten innerhalb einer Meßebene (Versuche L1, L2, L3, L4 T1, T2, T3) zeigt keine verallgemeinerbaren Zusammenhänge: Selbst bei einer größeren Nähe (bzw. Distanz) zum Abzug, zum Flammenherd oder die Zugewandtheit (bzw. Ab-) einer Stützenseite zum Flammenherd sind aus den an Stützen durchgeführten Untersuchungen keine systematischen Zusammenhänge der Wärmeübergangswerte erkennbar (vgl. VI.1).

2.2.3 Variation der Brandraumgeometrie

Der Einfluß der Brandraumgeometrie auf das Brandgeschehen und die Wärmeübergangsbedingungen ist bei einem natürlichen Brand wesentlich schwerer zu erfassen als bei einem Normbrand. Selbst wenn bei Brandversuchen derselben Brandraumgeometrie sämtliche variable Parameter wie Brandraumauskleidung, Luftdurchsatz, Brandgut und Brandlast, Art der Entflammung konstant gelassen werden, so sind doch von Versuch zu Versuch Unterschiede in den Strömungs-, den Raumtemperatur- und den Bauteiltemperatur-Profilen zu erwarten. Entsprechend werden die jeweiligen Wärmeübergangskoeffizienten unterschiedlich ausfallen. Innerhalb dieser Versuchsserie ist kein natürlicher Brand mit identischer Parameterkonstellation wiederholt worden, so daß über mögliche Abweichungen dieser Werte keine Daten vorliegen. Ein Vergleich der Kenngrößen aus den Versuchen O5, O1, T1 und L3 zeigt zwar Unterschiede, aber keinerlei systematische Zusammenhänge mit zunehmender Brandraumausdehnung in Höhe oder

Breite. Trotz gleichen Brandgutes und gleicher Brandlast von 320 kg Fichtenholz für diese vier Brandversuche könnte das unterschiedliche Brandraumvolumen oder der ungleiche Wert von freigesetzter Energie pro Umfassungsfläche einen Einfluß auf die Wärmeübergänge haben (vgl. V.2.4).

2.2.4 Variation der Baustoffe

Dieselbe Problematik wie unter IV.2.2.3 beschrieben erschwert auch hier die Analyse der Baustoffabhängigkeit der Wärmeübergänge. Hinzu treten die Bedenken bzgl. der Brauchbarkeit der für die Verbundstützen berechneten Oberflächentemperaturen. Bei relativ homogenen Raumtemperaturen mit Maximalwerten um 800°C bis 900°C sind maximale Oberflächentemperaturen von nur 200°C bis 370°C (Versuch O2) ermittelt worden (vgl. V.3.2). Die in der Brandentstehungsphase auftretenden Wärmestromdichten erreichen bis zu 35 kW/m², während die Wärmeübergangskoeffizienten um 50 ± 10 W/m²K liegen.

Schon ein Vergleich der Raumtemperaturprofile der Versuche O1 (Stahlbetonstütze), O2 (Verbundstütze) und O3 (Stahlstütze) zeigt, daß trotz identischer Brandräume mit gleichem Luftdurchsatz, Brandgut, Brandlast, Art der Entflammung völlig unterschiedliche Brandvorgänge ablaufen. In den Versuchen O1 und O3 ist die Raumtemperatur sehr inhomogen und erreicht für O1 im Maximum Werte zwischen 400°C und 880°C, für O3 Werte zwischen 400°C und 1.150°C. Die auftretenden Kennwerte liegen bei Versuch O1 für α zwischen 70 W/m²K und 150 W/m²K und für \dot{q} im Maximum zwischen 20 kW/m² und 40 kW/m². Im Versuch O3 bewirkt die Inhomogenität der Raumtemperatur eine ungleichmäßige Aufheizung der Doppel-T-Stütze. Hier sind abhängig von der Stützenseite und der Meßebeine maximale Oberflächentemperaturen zwischen 500°C und 870°C registriert worden (vgl. IV.1.1.2 und IV.2.1.4).

V. Untersuchungsergebnisse

1. Ergebnisse der Untersuchungen zum Wärmeübergang

1.1 Ergebnisse aus Normbränden

Trotz relativ homogener Raumtemperaturen gemäß der ETK (DIN 4102) verlaufen die ermittelten Oberflächentemperaturen der Bauteile in Abhängigkeit von ihrer Lage im Brandraum und der Brandraumgeometrie mit einer verhältnismäßig großen Streubreite. So liegen die maximalen Oberflächentemperaturen von Stahlbetonbauteilen nach einem 60 minütigem Normbrand zwischen 700°C und 900°C (unter Ausschluß extremerer Werte, die eventuell eine Folge fehlerhafter Meßergebnisse sind). Für die Stahl-(Doppel-T-) und Verbundstützen (Hohlprofil) kann diesbezüglich keine Aussage gemacht werden, da noch keine gesicherten Daten vorliegen.

Die lokalen Unterschiede der Oberflächentemperaturen sind in horizontalen Ebenen größer (bis 170 K) als bei einer Änderung in vertikaler Richtung (bis zu 100 K). Sie dürften auf verschiedene Strahlungseinflüsse und unterschiedliche Strömungsprofile vor den Bauteilen zurückzuführen sein. Für ersteres sprechen z.B. die im Stützenprüfstand stets höher ermittelten Oberflächentemperaturen der Stützen im Bereich der untersten Meßebe, in welcher sich auch die Brenneröffnungen befinden. Der Einfluß der Strömungsverhältnisse konnte wegen der stark streuenden Ergebnisse der Strömungsmessungen nicht nachgewiesen werden. In der Horizontalen ist kein Zusammenhang zwischen den Oberflächentemperaturen und der Lage der Meßstellen zu den Abzügen oder zu den Brenneröffnungen erkennbar.

Die in die Bauteile eintretenden Wärmestromdichten sind über die Normbranddauer nahezu konstant und liegen nach anfänglich geringfügig höheren Werten zwischen ca. 20 kW/m² und ca. 45 kW/m² (Mittelwert: ca. 25 kW/m²). Abgesehen von dem Ergebnis für die im Stützenprüfstand durchgeführten Versuche, daß die höchsten Werte für die unterste und für die oberste Meßebe festgestellt worden sind, ist kein gesetzmäßiger Zusammenhang zwischen den Werten der Wärmestromdichten und der lokalen Anordnung der Bauteile im Brandraum bzw. der Brandraumgeometrie erkennbar.

Dasselbe gilt für die Wärmeübergangskoeffizienten, deren Maximalwerte sich in der Größenordnung von $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ bis ca. $200 \text{ W/m}^2\text{K}$ (mit einer Ausnahme von ca. $350 \text{ W/m}^2\text{K}$) bewegen. Ihr temporärer Verlauf ist während eines Normbrandes in der Regel leicht ansteigend, so daß Maximalwerte meistens um die 60. Minute festgestellt wurden.

1.2 Ergebnisse aus den natürlichen Bränden

Die Verläufe der Brandversuche mit natürlichem Brandgut unterscheiden sich erheblich voneinander in Abhängigkeit von der Brandlast, dem Brandgut und dem Luftdurchsatz. So sind in dem Versuch L4 schon nach 13 Minuten Branddauer im Brandraum Temperaturen von 1.100°C erreicht worden; in dem Versuch T3 dagegen schwelte das Brandgut 60 Minuten lang, ehe maximale Temperaturen von nur 400°C auftraten. Des weiteren sind die Verläufe der Raumtemperaturen z.T. sehr inhomogen, was sich u.a. durch die Anordnung der Brandlasten in diskreten Stapeln und durch unterschiedliche Zündzeitpunkte der Brandlaststapel erklärt.

Die Kenngrößen des Wärmeübergangs streuen sowohl für die verschiedenen Brandversuche als auch innerhalb der einzelnen Versuche. Es sind maximale Wärmestromdichten in Stahlbetonbauteile zwischen 10 kW/m^2 und 50 kW/m^2 und Wärmeübergangskoeffizienten der Vollbrandphase zwischen $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $200 \text{ W/m}^2\text{K}$ festgestellt worden. Zwischen den lokalen Unterschieden der Meßwerte innerhalb eines Versuchs und der Lage des Meßortes bzgl. des Brandraumes und des Brandherdes zeigen sich auch hier keine systematischen Zusammenhänge, abgesehen von dem häufigen Auftreten höherer Wärmestromdichten und Wärmeübergangskoeffizienten in den oberen sowie den unteren Meßebenen. Hierfür ist der Einfluß von Luftführung und Anordnung der Brandlast in Bezug zum Bauteil auf die Wärmeübergangs-Kennwerte noch näher zu untersuchen.

1.3 Generelle Ergebnisse zum radiativen und konvektiven Wärmeübergang

Wegen der unsicheren Meßergebnisse der Strömungsmeßgeräte und der häufigen Störungen der Pyrometer-Messungen, bedingt durch Rauchgase und hohe Temperaturen, ist die Analyse der Wärmeübergänge in durch Strahlung

und durch Konvektion bedingte Anteile erheblich eingeschränkt. Aus diesem Grund ist es kaum möglich, versuchsspezifische Aussagen über die Anteile der beiden Übertragungsmechanismen zu machen. Als generelles Meßergebnis zu den Versuchen mit natürlicher Brandlast (vgl. Abb. 28) kann festgehalten werden, daß die in der Brandentstehungsphase auftretenden Wärmeströme nahezu ausschließlich auf konvektiven Vorgängen beruhen, während die Wärmestrahlung in der Vollbrandphase erheblich an Einfluß gewinnt. Entsprechend beruht die Wärmeabgabe der Bauteile in der Abklingphase des Brandes zum größeren Teil wieder auf konvektiven Vorgängen.

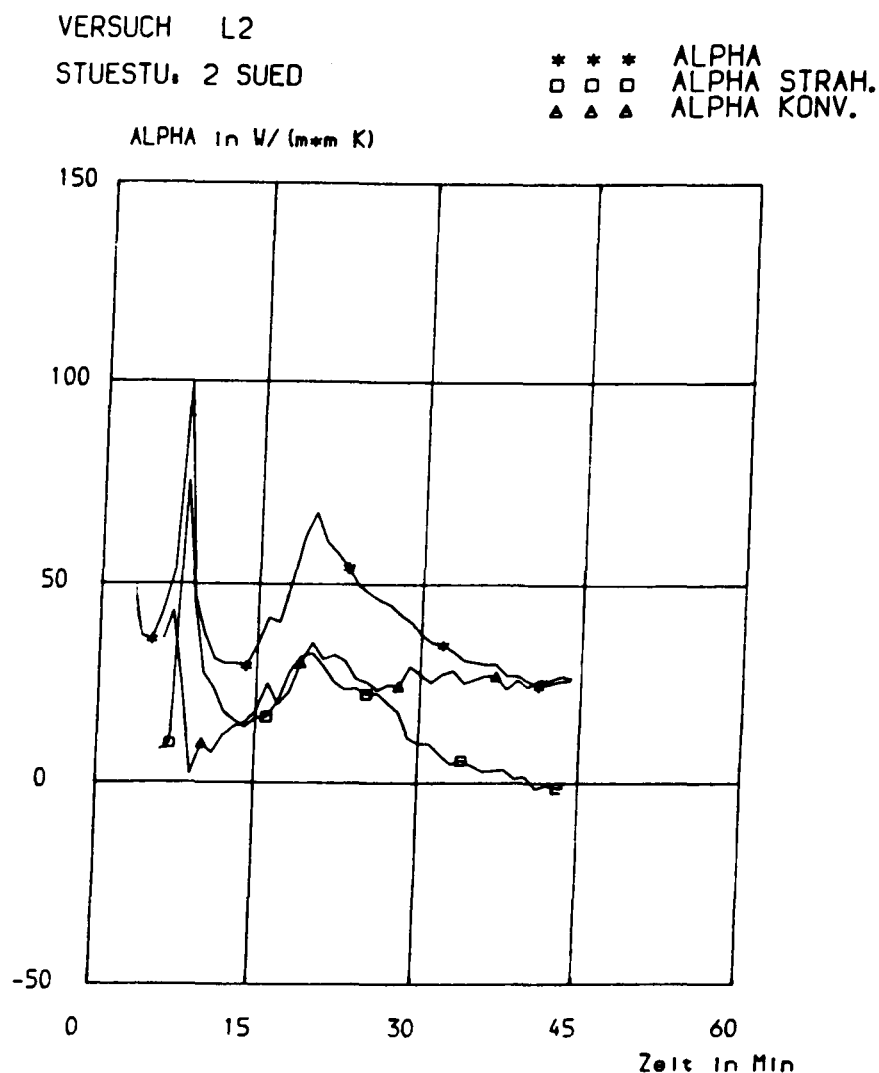
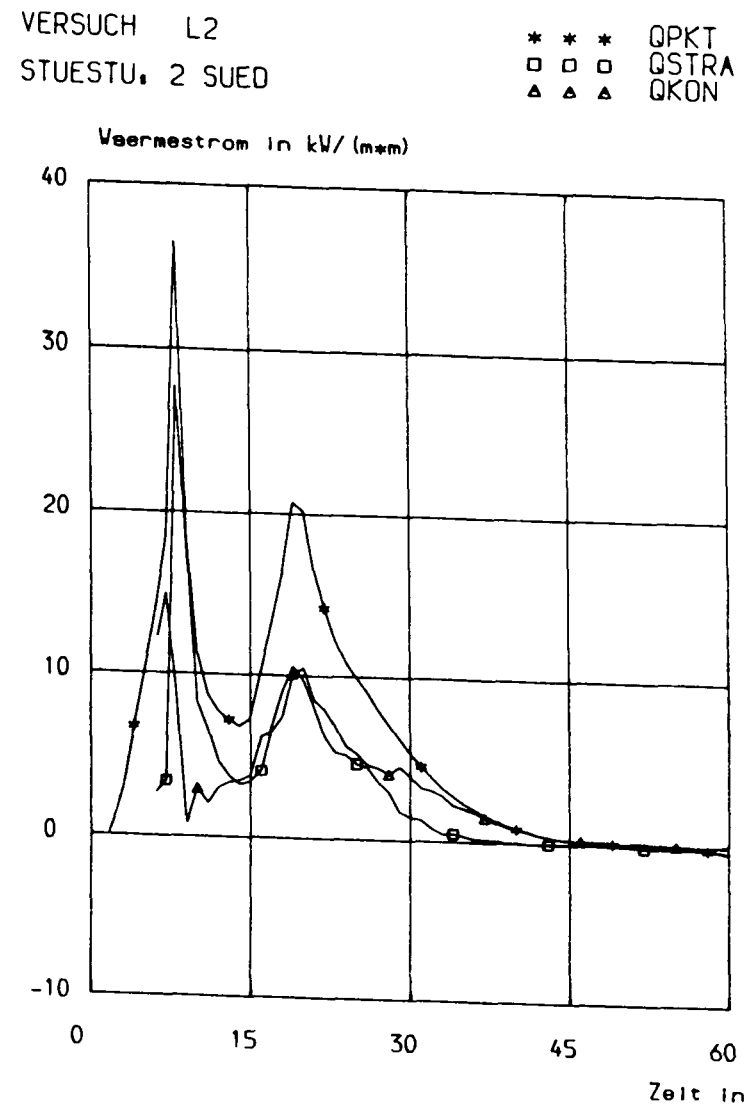
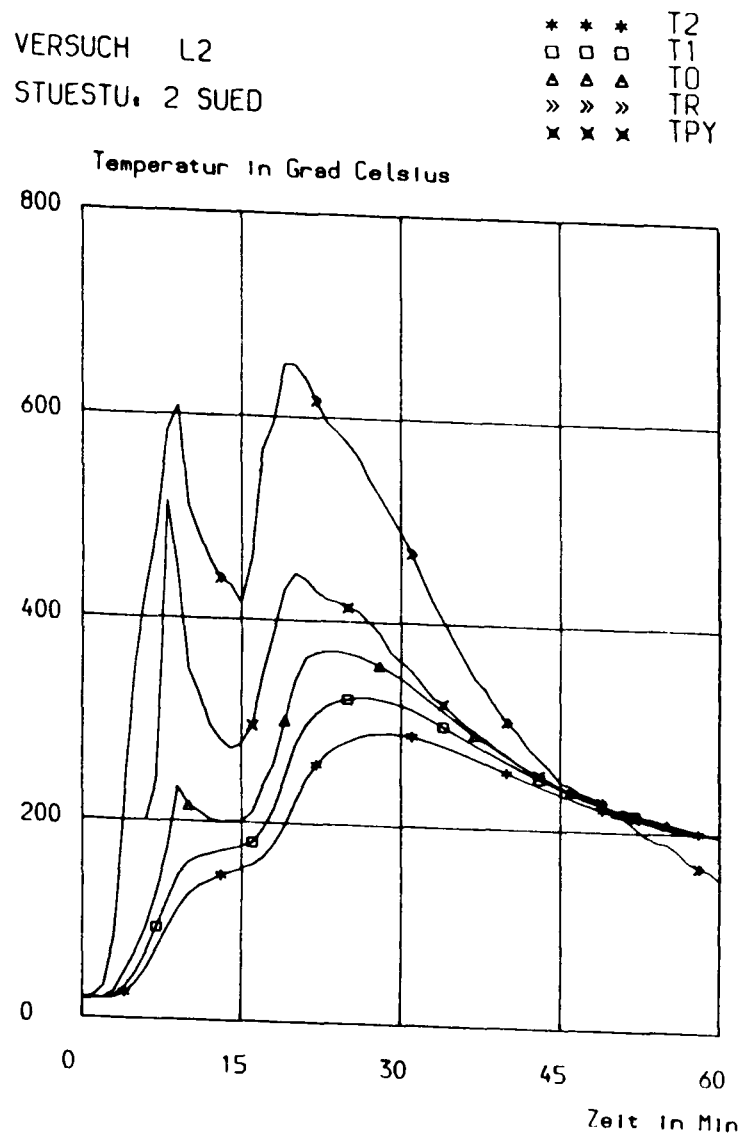


Abbildung 28.1: Radiative und konvektive Anteile am Wärmeübergang (natürlicher Brand) - Teil 1

Abbildung 28.2: Radiative und konvektive Anteile am Wärmeübergang (natürlicher Brand) - Teil 2



Überträgt man diese Zahlen auf die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten α , so bewegen sich die konvektiven α_k bis etwa 40 W/m²K, die radiativen α_{st} folglich bis zu 160 W/m²K.

Diese quantitativen Zusammenhänge gelten auch für die Normbrände, wobei aus Abbildung 29 ersichtlich ist, daß bei zunehmender Gastemperatur der durch Strahlung bedingte Wärmeübergang zunimmt, während sich der konvektive Wärmeübergangskoeffizient über den Verlauf des Normbrandes kaum ändert.

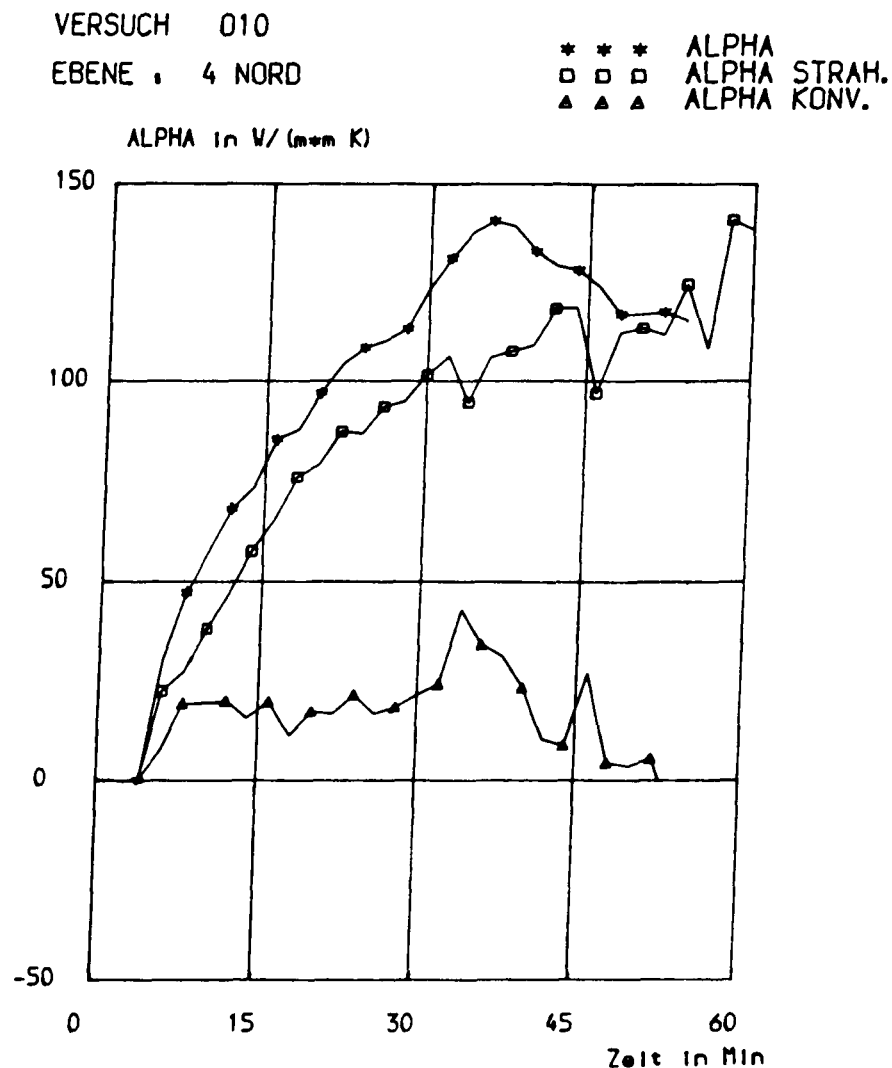
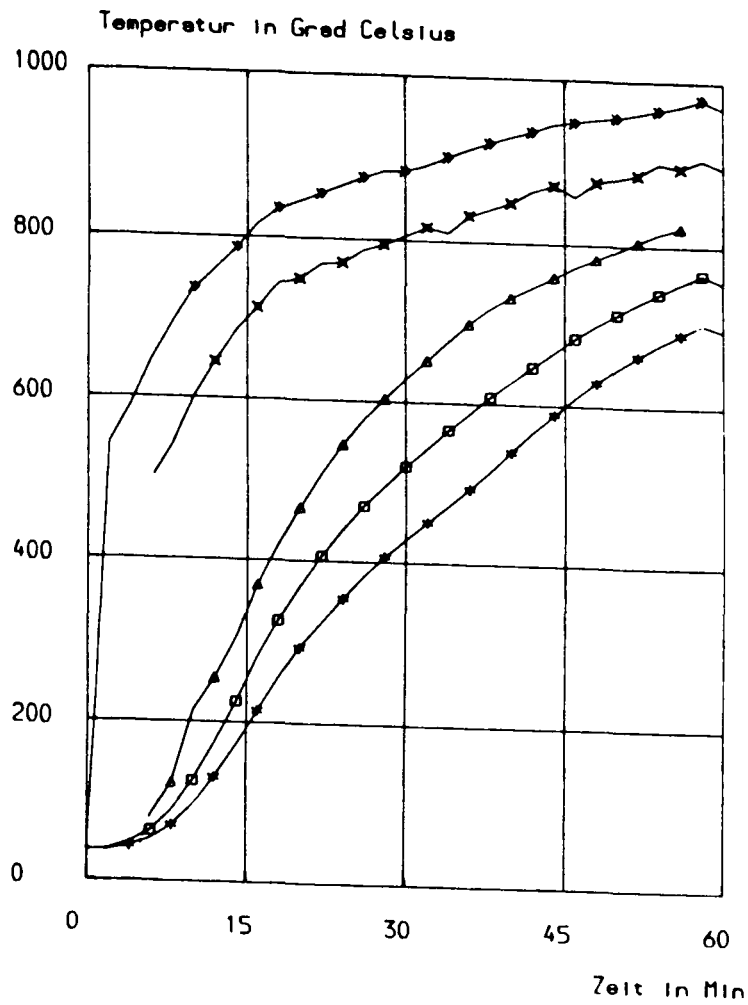


Abbildung 29.1: Radiative und konvektive Anteile am Wärmeübergang (Normbrand) - Teil 1

Abbildung 29.2: Radiative und konvektive Anteile am Wärmeübergang (Normbrand) – Teil 2

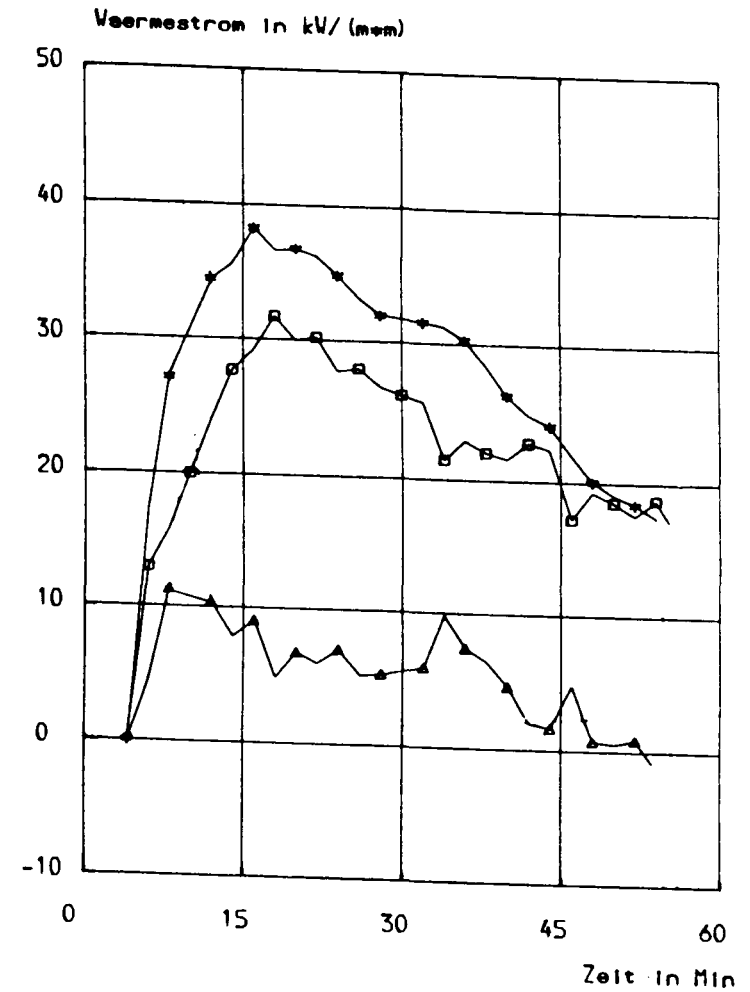
VERSUCH 010
EBENE : 4 NORD

*	*	*	T2
□	□	□	T1
△	△	△	TO berechnet
»	»	»	TR
x	x	x	TPY



VERSUCH 010
EBENE : 4 NORD

*	*	*	QPKT
□	□	□	QSTRA
△	△	△	QKON



2. Vergleich der natürlichen Brände mit Normbränden

2.1 Äquivalente Branddauer

Untersucht man die Stahlbetonbauteile nach den Brandversuchen, so ist festzustellen, daß die Stützen und Stützenstummel nach den 60-minütigen Normbränden stärker beansprucht sind als nach den hier durchgeführten natürlichen Bränden mit $t_{\text{äq}} \leq 47$ Min. Dieses ist erkennbar an Abplatzungen und an bis zu 50cm langen Längsrissen im Kantenbereich der Stützen. Beide Merkmale treten verstärkt in den mittleren Ebenen der Stützen auf, wo die Rissebreiten bis zu 1cm betragen. Im Kantenbereich der Stützen sitzen die Zuschlagsteine nach den Normbrandversuchen z.T. so locker, daß sie sich leicht herauslösen lassen.

Um die thermische Belastung der Bauteile bei einem natürlichen Brand mit derjenigen bei einem Normbrand vergleichbar zu machen, ist in DIN V 18 230 Teil 1 der Begriff der äquivalenten Branddauer eingeführt worden. Diese gibt die Dauer eines Normbrandes (gemäß ETK) an, der zu den gleichen Temperaturerhöhungen in einem Bauteil führen würde, wie sie für den betrachteten natürlichen Brand in demselben Bauteil gemessen wurden (maximale Temperaturerhöhung!). Exemplarisch soll hier an den Versuchen L3, T3 und O5 ein Vergleich der aus dem Bauteiltemperaturkriterium gewonnenen äquivalenten Branddauer (DIN V 18 230 Teil 1, Ergänzungen) mit derjenigen aus Messungen des Vergleichselements durchgeführt werden. Die Ergebnisse sind den Tabellen 7 bis 9 (s. V.2.2) zu entnehmen. An drei verschiedenen Meßorten pro Versuch (vgl. Abb. 16 bis 18) sind jeweils in den ersten drei Zeilen der Tabelle die äquivalenten Branddauern für drei Bauteiltiefen aufgeführt.

Zunächst ist auffällig, daß $t_{\text{äq}}$ mit zunehmender Bauteiltiefe ansteigt, d.h. daß die durch die natürlichen Brände in den Stützen(-stummeln) hervorgerufenen maximalen Temperaturerhöhungen bei zunehmender Bauteiltiefe einer vergleichsweise länger andauernden Normbrandbeanspruchung entsprechen. Dieses läßt sich damit begründen, daß die Temperaturmaxima tiefer liegender Schichten verzögert erreicht werden (vgl. Abb.30) und daß bei den Normbränden im Gegensatz zu den natürlichen Bränden zur Ermittlung der äquivalenten Branddauer die Auswirkungen der Abkühlphase auf die Bauteilinnentemperaturen unberücksichtigt

VERSUCHE T1 UND T4
STUESTU. 2 SÜED

*	*	*	T0	VERSUCH T4
□	□	□	T1 (5mm)	
△	△	△	T2 (10mm)	
»	»	»	T3 (20mm)	
×	×	×	T4 (30mm)	
↑	↑	↑	T0	VERSUCH T1
▽	▽	▽	T1 (5mm)	
π	π	π	T2 (10mm)	
+	+	+	T3 (20mm)	
←	←	←	T4 (30mm)	

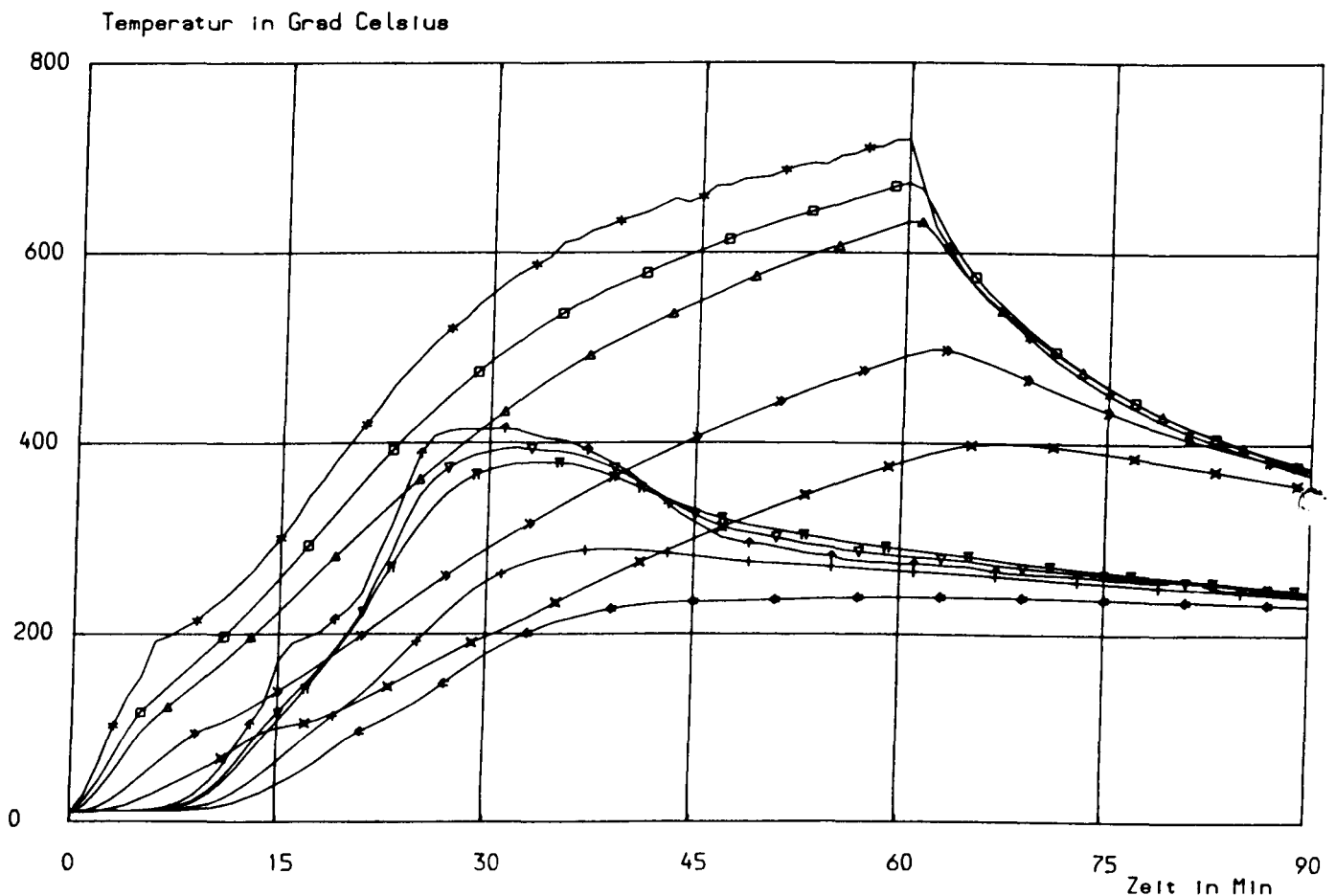
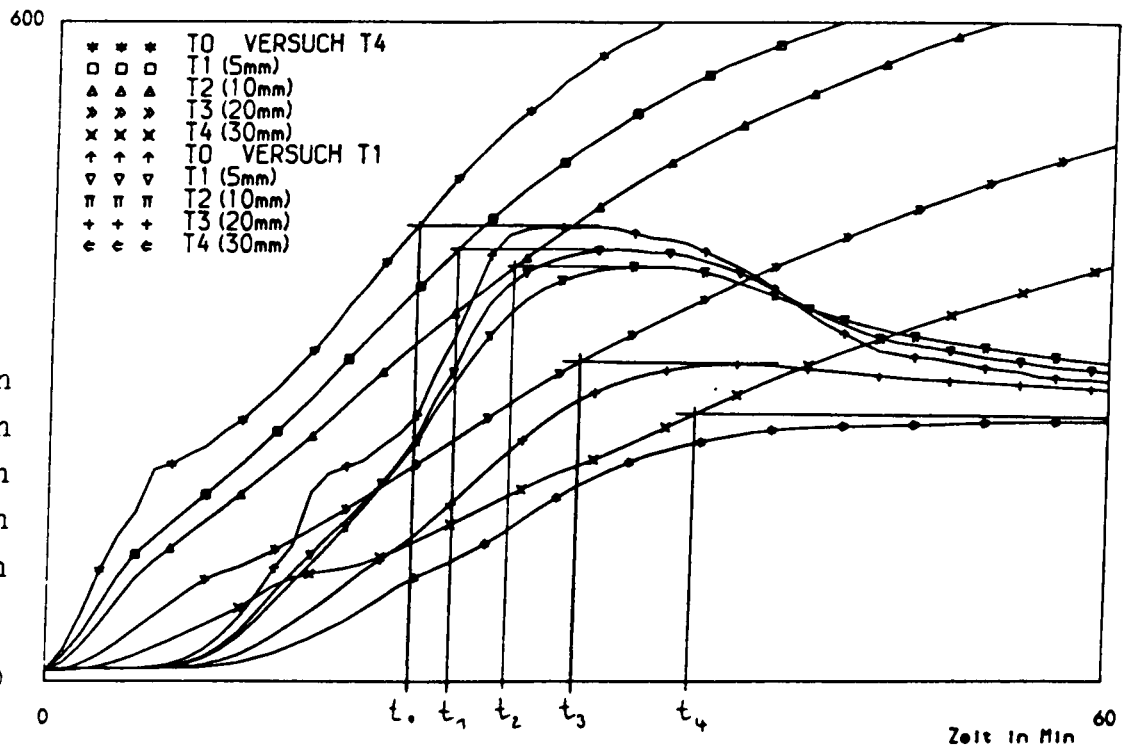


Abbildung 30: Temperaturverläufe im Bauteil unter Normbrandbeanspruchung und während des natürlichen Brandversuchs T1

Temperatur in Grad Celsius



Temperatur in Grad Celsius

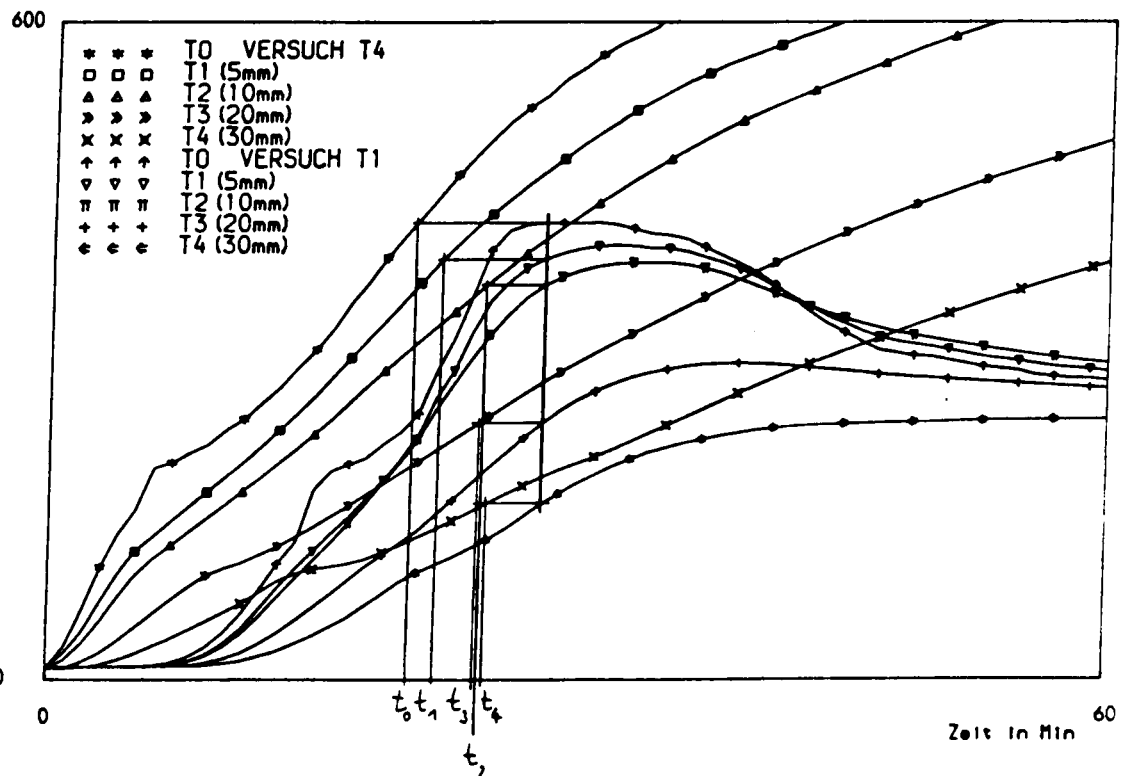


Abbildung 31: Bestimmung der "äquivalenten Branddauern"
 a) über das Bauteil-Temperaturkriterium und
 b) für die Bauteiltemperaturen in der 28. Minute

bleiben. Bzw. andersherum: Eine Untersuchung der äquivalenten Branddauern von Bauteilinnentemperaturen zum gleichen Zeitpunkt der Aufheizphase (z.B. dem Zeitpunkt der maximalen Oberflächen-temperatur) zeigt, daß die auf diese Weise ermittelten $t_{\text{äq}}$ kaum Unterschiede über der Bauteiltiefe aufweisen, daß also tiefer liegende Schichten durch die gleiche äquivalente Branddauer gekennzeichnet sind wie die Bauteiloberfläche (vgl. Abb.31). Dieses Ergebnis zeigten natürliche Brände mit Raumtemperatur-Zeit-Kurven, die unterhalb der ETK verliefen.

Dieses Prinzip eines Vergleichs der Erwärmung eines Körpers während eines natürlichen Brandes mit derjenigen desselben Körpers unter Normbrandbeanspruchung wird auch verwendet, um den natürlichen Brand insgesamt zu bewerten und mit anderen Bränden vergleichbar zu machen.

Hierzu dient eine an der Brandraumdecke wärmeisoliert angebrachte Stahlplatte definierter Abmessungen und Materialeigenschaften (DIN 18 230 Teil 2 "Vergleichselement"), in welche ein Thermoelement eingeschweißt wurde. Ganz analog zu den über die Bauteiltemperaturen ermittelten äquivalenten Branddauern wird auch zu dem im Vergleichselement gemessenen Temperaturverlauf während eines natürlichen Brandes die der maximalen Temperaturerhöhung entsprechende Normbranddauer bestimmt.

Die Stahlplatte hat im Vergleich zu anderen Körpern die Vorzüge, aus einem isotopen Material zu bestehen, das kaum Feuchtigkeit aufnimmt und dessen Erwärmungsvorgänge darüberhinaus reversibel sind, so daß dieselbe Platte nahezu unbegrenzt oft einsetzbar ist. Die Größenordnungen der gemessenen Temperaturerhöhungen entsprechen denen von Stahlbetonbauteilen bei einer Tiefe von ca. 3 cm.

Vergleicht man diese über das Vergleichselement ermittelten äquivalenten Branddauern mit denjenigen im Stahlbeton-Bauteil (wiederum bezogen auf die jeweiligen Temperaturmaxima der einzelnen Bauteiltiefen), so weisen die zu einer Bauteiltiefe von ca 25mm ermittelten Werte die größte Übereinstimmung mit den über das Vergleichselement bestimmten Werten auf, wobei deutliche lokale Unterschiede zwischen den aus dem Bauteilkriterium ermittelten äquivalenten Branddauern existieren. Diese können um mehr als $\pm 50\%$ gegenüber den über das Vergleichselement bestimmten Werten abweichen.

Es ist also die durch das Vergleichselement gegebene Bewertung eines natürlichen Brandes nur bedingt für die Beurteilung der tatsächlichen Brandbeanspruchung der Bauteile verwertbar. Im Mittel aber führen die Temperaturbeanspruchungen der Bauteile bei diesen Bauteiltiefen eher zu niedrigeren äquivalenten Branddauern als der Temperaturverlauf des Vergleichselementes, d.h. der Brand wird eher höher bewertet als dieses den mittleren tatsächlichen Temperaturerhöhungen von Stahlbetonbauteilen (vgl. auch /14/ und /15/) entspricht.

Weitere Untersuchungen sind zur Absicherung dieser ersten Versuchsbefunde erforderlich, da sich diese Aussagen bislang nur auf wenige Versuchsauswertungen beziehen. In der Fortsetzung der Untersuchungen wird diesen Fragestellungen weiter nachgegangen werden.

2.2 Brandbeanspruchung und Wärmeübergangsbedingungen

Um zu überprüfen, inwieweit die Brandbeanspruchung eines Bauteils von dem Verlauf bzw. Maximalwert der Raumtemperatur oder der Oberflächentemperatur abhängig ist, sind in den Tabellen 7 bis 9 die äquivalenten Branddauern im Vergleich zu den Wärmeübergangsbedingungen aufgelistet.

Tabelle 7: Brandbeanspruchung - Versuch L3

Meßort:	Stummel 2 Süd	Stummel 3 Süd	Stummel 3 Nord	Vergleichselement
t_{aq} (5mm Tiefe) [Min]	16	24	19	26
t_{aq} (10mm Tiefe) [Min]	19	26	20	
t_{aq} (30mm Tiefe) [Min]	20	24	27	
T_{RMax} [°C]	680	960	900	-
t_{TRMax} [Min]	20	22	22	
T_{OMax} [°C]	520	710	520	
\dot{q}_{ges} [kW/m²]	bis 22	bis 35	bis 28	
α_{ges} [W/m²K]	90	ca. 100	70	

Tabelle 8: Brandbeanspruchung - Versuch T 3

Meßort:	Stummel 2 Süd	Stummel 1 West	Stummel 1 Ost	Vergleichselement
t_{aq} (5mm Tiefe) [Min]	34,5	13	9	27
t_{aq} (10mm Tiefe) [Min]	33	13,5	10,5	
t_{aq} (30mm Tiefe) [Min]	38	21 (15mm Tiefe)	20	
TR_{Max} [°C]	790	600	600	-
$t_{TR_{Max}}$ [Min]	60	62	62	
TO_{Max} [°C]	650	380	380	
\dot{q}_{ges} [kW/m²]	bis zu 35	bis zu 20	bis zu 25	
α_{ges} [W/m²K]	ca. 150	ca. 70	ca. 90	

Tabelle 9: Brandbeanspruchung - Versuch O5

Meßort:	Ebene 7 West	Ebene 4 Nord	Ebene 2 West	Vergleichselement
t_{aq} (5mm Tiefe) [Min]	13	12	14,5	13
t_{aq} (15mm Tiefe) [Min]	14	13 (10mm Tiefe)	16,3	
t_{aq} (25mm Tiefe) [Min]	20	16 (20mm Tiefe)	26	
TR_{Max} [°C]	630	560	530	-
$t_{TR_{Max}}$ [Min]	16	18	24	
TO_{Max} [°C]	315	300	385	
\dot{q}_{ges} [kW/m²]	bis 22	bis 20	bis 22	
α_{ges} [W/m²K]	ca. 70	ca. 70	ca. 120	

Den Tabellen 7 bis 9 ist zu entnehmen, daß die Brandraumtemperaturen relativ schlecht mit den äquivalenten Branddauern bzgl. der Bauteilerwärmungen zu korrelieren sind. Eher spiegeln die Größenordnungen der maximalen Oberflächentemperaturen und der maximalen Wärmestromdichten die jeweiligen äquivalenten Branddauern der einzelnen Meßpunkte wider.

Ein Zusammenhang zwischen diesen Größen aber ist kritisch zu betrachten, da selbst bei einem 60-Minuten-Normbrand trotz einer für sämtliche Meßorte einheitlichen äquivalenten Branddauer von 60 Minuten Unterschiede bzgl. der Bauteilerwärmungen und der auftretenden maximalen Wärmestromdichten bestehen. Letztere bewegen sich für Stahlbetonbauteile zwischen 20 kW/m^2 und 45 kW/m^2 - in Abhängigkeit von der Anordnung im Brandraum und dessen Geometrie. Die erreichten maximalen Oberflächentemperaturen streuen zwischen 700°C und 900°C . Entsprechend unterschiedlich sind die in den Bauteilen gemessenen Temperaturen.

Es scheint sinnvoll zu sein, zur Beurteilung der Brandbeanspruchung eines Bauteils eine gemittelte (bauteilspezifische) Bauteilerwärmung im Normbrand für die Bestimmung der äquivalenten Branddauer zugrunde zu legen. Damit wäre auch beim Normbrand ein Vergleich zwischen der äquivalenten Branddauer aus dem Bauteiltemperaturkriterium und dem maximalen in das betreffende Bauteil eintretenden Wärmestrom sinnvoll. Eventuell besteht zwischen dieser äquivalenten Branddauer eines Bauteils (bezogen auf eine standardisierte Erwärmung während eines Normbrandes) und der maximalen Wärmestromdichte \dot{q}_{max} oder dem Integral $\int \dot{q}(t)dt$ ein Zusammenhang, was weiter zu verfolgen wäre.

2.3 Abbrandfaktor m

In DIN 18 230 Teil 2 wird das Auswerteverfahren zur Ermittlung des Abbrandfaktors m von brennbaren Stoffen beschrieben. Dieser m-Faktor wird in Brandräumen von $2\text{m} \times 2\text{m} \times 2\text{m}$ gewonnen und nach DIN V 18 230 Teil 1 zur Ermittlung der rechnerischen Brandbelastung großer Brandbekämpfungsabschnitte herangezogen. Eine Vielzahl von Brandversuchen (vgl. /11/) hat Zweifel darüber aufkommen lassen, ob der nach DIN 18 230 Teil 2 gewonnene Abbrandfaktor zur Beschreibung des brandgutbedingten Brandverlaufs auch Gültigkeit in größeren Brandräumen besitzt.

Zu dieser Fragestellung geben zwei Versuche der Versuchsreihe Auskunft. Da der mit Polyethylen-Brandgut gefahrene Versuch L4 nahezu dieselbe äquivalente Branddauer hat wie der mit dem Vergleichsstoff (DIN 18 230 Teil 2) durchgeführte Versuch L3, ermittelt sich der Abbrandfaktor m des

Polyethylens zu

$$\begin{aligned} m &= \frac{\text{Energie(L3)}}{\text{Energie(L4)}} \cdot e^{-0,4 \cdot \left(\frac{t_{H_{max}}(L4)}{t_{H_{max}}(L3)} - 1 \right)} = \\ &= \frac{320 \cdot 4,8}{122 \cdot 12,2} \cdot e^{-0,4 \cdot \left(\frac{21}{51} - 1 \right)} = 1,3 \end{aligned} \quad (46)$$

Entsprechend ergibt sich für das Mischbrandgut des Versuchs T2 (bezogen auf die Meßergebnisse des Versuchs T1) der Abbrandfaktor

$$m = \frac{320 \cdot 4,8}{160 \cdot 4,8 + 50 \cdot 12,2} \cdot e^{-0,4 \cdot \left(\frac{75}{87} - 1 \right)} = 1,2 \quad (47)$$

Dabei bedeuten Abbrandfaktoren von mehr als 1, daß das betrachtete Brandgut eine höhere thermische Belastung im Vergleichselement bewirkt als die energetisch gleiche Menge des Vergleichsstoffes.

Die im Beiblatt 1 zur DIN V 18 230 Teil 1 angegebenen Abbrandfaktoren betragen $m = 0,5$ für Polyethylen-Formteile (vgl. Versuch L4) und $m = 0,8$ für Polyethylen-Granulat (vgl. Versuch T2).

Die Abweichungen zwischen den hier ermittelten Werten und den Listenwerten könnten eine Ursache in der Verfügbarkeit des die Verbrennung unterhaltenden Sauerstoffs haben. In großen Brandräumen ist der steuernde Einfluß des Luftdurchsatzes geringer als in kleinen Brandräumen, wie sie zur normgemäßen Ermittlung der m -Werte vorgesehen sind; in großen Brandräumen ist mehr Sauerstoff vorhanden, der durch eine Umschichtung der Luft der Verbrennung zugeführt werden kann. Abweichungen der beobachteten Größenordnung sind für die Bewertung der Brandgefahr z.B. im Industriebau von erheblicher Bedeutung und bedürfen daher weiterer detaillierter Untersuchungen.

2.4 Brandheftigkeit und rechnerische Brandbelastung

In der Vornorm DIN V 18 230 Teil 1 wird als Maß für die Brandheftigkeit in einem Brandabschnitt die "rechnerische Brandbelastung" definiert.

Tabelle 10: Brandbelastungen - Teil 1

Versuchs- bezeichnung	$T_{R_{Max}}$ [°C]	$t_{TR_{Max}}$ [Min]	t_{flq} [Min]	Wärmemenge der Brandlast Q [GJ]		rechnerische Brandbelastung q_T [kWh/m²]		Energie pro Brandraumvolumen q_V [kWh/m³]		Energie pro Umfassungsfläche q_U [kWh/m²]	
T1	670 - 730	26	47	5,5	5,5	125	125	48	48	25,3	25,3
T2	600 - 800	10 - 30	45	4,5	5,0	103	112,5	40	56,8	20,7	26,4
T3	400 - 800	60	27	3,5	4,4	81	100,6	31	50	16,3	23,6
L1 **)	1100	35	-	11,1	11,1	105	105	43	43	29,4	29,4
L3 *)	700 - 960	16 bzw. 22	26	5,5	5,5	52	52	21,4	21,4	14,7	14,7
L2 *)	600 - 800	8 bzw. 19	21	4,1	5,4	39	51,4	16	25,6	10,9	14,5
L4 *)**)	1100	13	27	2,7	5,4	25	50,6	10,3	25,2	7,1	14,3
05	560 - 900	18	13	5,6	5,6	119	119	23	23	15,5	15,5
01	550 - 800	20	-	5,6	5,6	119	119	39	39	21,9	21,9
04 **)	800 - 1000	21	37	8,0	8,0	170	170	55	55	31,4	31,4
02	800 - 900	18	23,5	5,6	5,6	119	119	39	39	21,9	21,9
08	400 - 1150	19	22,5	5,6	5,6	119	119	39	39	21,9	21,9

*) Es wurde zu Versuchsbeginn jeweils nur einer von zwei Brandlaststapeln angezündet.

**) Der Brand verlief ventilationsgesteuert.

Ein Vergleich insbesondere der Versuche O1, T1, O5 und L1 zeigt (vgl. IV.1.1), daß sich trotz ähnlicher Werte von 105 kWh/m³ bis 125 kWh/m³ der Verlauf und das erreichte Maximum der Gastemperaturen in verschiedenen dimensionierten Brandräumen doch erheblich voneinander unterscheiden.

Es ist zu überlegen, inwieweit die Höhe eines Brandabschnittes in die rechnerische Brandbelastung einzubeziehen ist. In Tabelle 10 sind für die einzelnen natürlichen Brandversuche neben den Brand beschreibenden Größen wie maximale Raumtemperatur und äquivalente Branddauer die Wärmemenge der Brandlast sowie die auf das Brandraumvolumen, auf die Brandraumumfassungsfläche und auf die Brandraumgrundfläche bezogenen freiwerdenden Energien aufgelistet. Diese Energieangaben entstanden in der jeweils linken Spalte unter Berücksichtigung der Abbrandfaktoren m_1 (Listenwerte).

Ein Vergleich von q_R und $t_{\text{Äq}}$ der Versuche O5, O2 bzw. O3 und T1 zeigt, daß mit einer Zunahme der Brandraumhöhe bei vergleichbarer rechnerischer Brandbelastung q_R eine Abnahme der äquivalenten Branddauer $t_{\text{Äq}}$ einhergeht.

In Tabelle 11 ist die Reihenfolge der Versuche entsprechend einer Zunahme der äquivalenten Branddauer umgestellt.

Tabelle 11: Brandbelastungen - Teil 2

$t_{\text{Äq}}$ [Min]	Versuch	q_R [kWh/m ³]		q_U [kWh/m ²]		q_V [kWh/m ³]	
13	O5	119	119	15,5	15,5	23	23
21	L2 *)	39	51,4	10,9	14,5	16	25,6
22,5	O3	119	119	21,9	21,9	39	39
23,5	O2	119	119	21,9	21,9	39	39
26	L3 *)	52	52	14,7	14,7	21,4	21,4
27	L4 *) **)	25	50,6	7,1	14,3	10,3	25,2
27	T3	81	100,6	16,3	23,6	31	50
37	O4 **)	170	170	31,4	31,4	55	55
45	T2	103	112,5	20,7	26,4	40	56,8
47	T1	125	125	25,3	25,3	48	48

*) Es wurde zu Versuchsbeginn jeweils nur einer von zwei Brandlaststapeln angezündet.

**) Der Brand verlief ventilationsgesteuert.

Die volumenbezogene Wärmemenge q_v sowohl ohne als auch mit Berücksichtigung von Abbrandfaktoren ist nach dieser Auswertung am ehesten geeignet, die äquivalente Branddauer eines natürlichen Brandes vorherzusagen. Dieses ist insofern einleuchtend, als diese Größe die Energiedichte im Brandraum beschreibt (unter der Annahme, daß keine Energie abgeführt wird), welche in den meßbaren Raumtemperaturen und damit in dem Vermögen, Energie an die Umfassungsbauteile abzugeben, Ausdruck findet.

3. Besonderheiten der Erwärmung von Stützen

3.1 Generelle Ergebnisse

Stützen in einem Brandraum bestimmen zwar dessen Geometrie, sind aber nicht als Umfassungsbauteile anzusehen. Durch die allseitige thermische Belastung erfahren Stützen in der Regel eine höhere Aufheizung als die umgrenzenden Bauteile. Dieses muß sich zwangsläufig in den Wärmeübergangs-Kennzahlen bemerkbar machen. Abb. 32 zeigt, wie bei einer im wesentlichen einseitigen Brandbeanspruchung die Wärmeströme im Bauteil eine Bautellerwärmung der gegenüberliegenden Seite bewirken. So sind auf der kälteren Seite die Bauteiltemperaturen höher als sie es bei einer ausschließlichen Beaufschlagung durch Wärmestrahlung und Konvektion wären. Entsprechend werden rechnerisch höhere Wärmestromdichten bestimmt, da diese aus der Bautellerwärmung geschlußfolgert werden. Weiterhin ergeben sich aus diesen zu große Werte für die Wärmeübergangskennzahlen.

Um genauere Aussagen hierzu machen zu können - eventuell auch über das Tragverhalten der Stützen - sind weitere Brandversuche erforderlich (vgl. VI.2).

VERSUCH 05
EBENE : 1

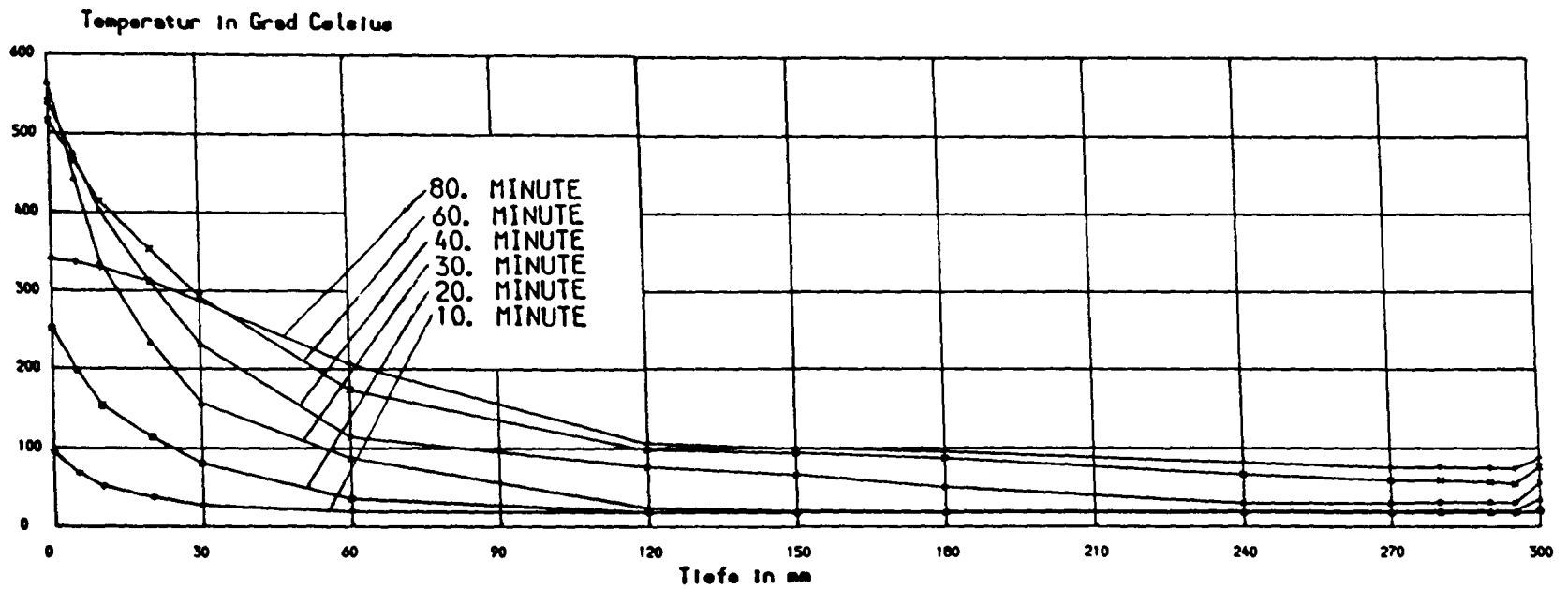


Abbildung 32: Temperaturprofil einer einseitig brandbeanspruchten Stütze
(im Raum stehend)

3.2 Verbundstützen

Wie aus dem Absatz IV.1.3 und aus der Abbildung 22 hervorgeht, bestehen zwischen den gemessenen Oberflächentemperaturen der Verbundstützen und den rechnerisch aus Meßwerten innerhalb des Füllbetons extrapolierten Oberflächentemperaturen in der Regel Unterschiede bis zu 200°C. Diese Temperaturdifferenz müßte, wenn man den gemessenen Werten Glauben schenkt (vgl. IV.1.2), in dem Grenzschichtbereich zwischen Betonfüllung und Hohlprofil anzusiedeln sein, da der Temperaturgradient im Stahlprofil als nahezu Null angenommen werden kann. Tatsächlich können zwischen der Betonoberfläche und der Hohlprofil-Innenwandung Temperaturunterschiede auftreten, die auf eine Spaltbildung infolge einer ungleichen thermischen Ausdehnung des Stahls und des Betons zurückzuführen sind. Die höhere thermische Belastung mit der größeren Ausdehnung des Stahlprofils kann die Entstehung einer mit Wasserdampf erfüllten Kluft zwischen Stahl und Beton bewirken, was sich rechnerisch nur anhand von Versuchsbeobachtungen abschätzen läßt. Auch diese Erscheinungen bedürfen weiterer Untersuchungen.

VI. Ausblicke auf ergänzende Untersuchungen

1. Versuchskörper

Die in der Fortführung des Forschungsprogramms vorgesehenen Brandversuche sollen weiterhin der Untersuchung der Wärmeübergangsbedingungen bei Stützen dienen. Hierbei soll, wie in der Antragstellung (vgl. /5/) ausgeführt, ein Schwerpunkt auf Stützen unter partieller thermischer Belastung liegen. Diese Untersuchungen sollen sich in Anbetracht der Fülle der zu klärenden Fragen vorrangig auf Stahlbetonstützen, wegen der wenig befriedigenden Ergebnisse bei Verbundstützen aber auch auf Verbundstützen erstrecken. Hier wäre es sinnvoll, Verbundstützen mit einem Doppel-T-Profil in die Untersuchungen einzubeziehen, da bei diesen neben gleichen radiativen Eigenschaften ein anderes Erwärmungsverhalten und eine andere Feuchtigkeitsverteilung als bei Verbundstützen mit Hohlprofil zu erwarten ist. Es sind hierbei auch die Tragfähigkeitsverluste dieser einseitig brandbeanspruchten Stützen zu untersuchen.

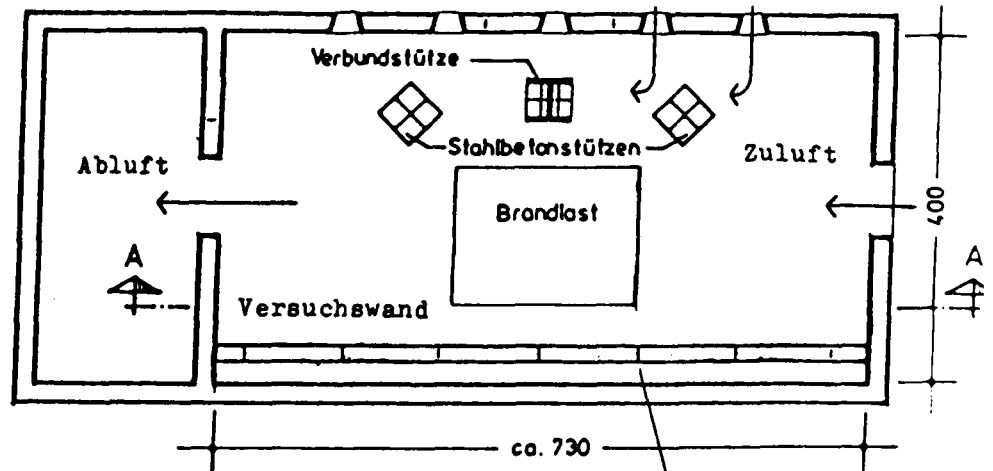
Des weiteren soll der Wärmeübergang auf Wände untersucht werden, deren zweidimensionale Ausdehnung – bei jeweils nur senkrecht zur Wand gerichteten Wärmeströmen – wahrscheinlich wesentlich direkter zu Erkenntnissen über die lokal unterschiedlichen Wärmeübergangsverhältnisse im Brandraum führt. Diese Untersuchungen sollen an Wänden unterschiedlicher Baustoffe durchgeführt werden (Stahlbeton, Mauerwerk, Gipskarton).

Für die Abdeckung des Brandraumes soll dabei, jeweils einheitlich, nur Gasbeton bzw. Normalbeton verwendet werden, um die Strahlungsverhältnisse nicht zu komplex zu gestalten.

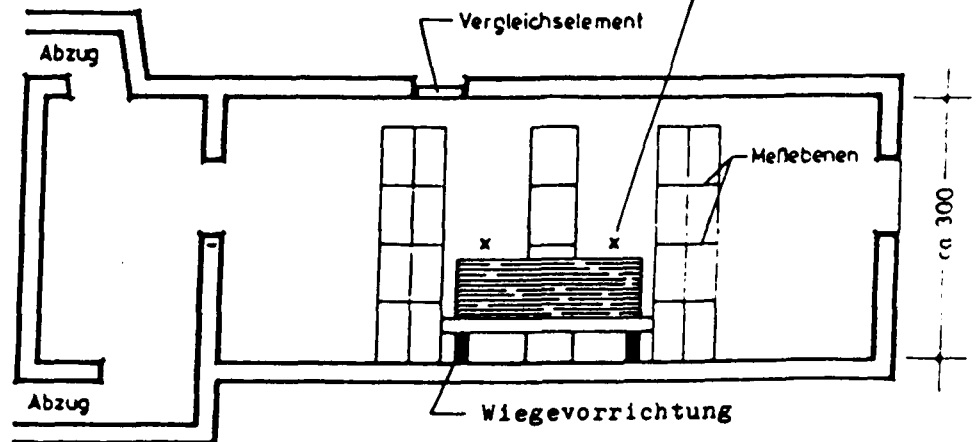
2. Brandraumgeometrie

Die Geometrie der Brandräume soll eine Kombination der an Wänden und Stützen vorgeschlagenen Untersuchungen ermöglichen. So könnte ein Brandraum (Deckenprüfstand) folgenden Aufbau haben (vgl. Abb. 33).

Grundriß:



Längsschnitt:



Versuchswand (Ansicht
vom Brandraum aus):

Schnitt A-A:

Maße in cm

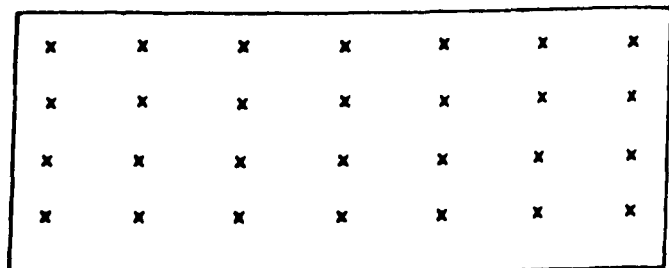


Abbildung 33: Mögliche Brandraumgeometrie

Hier ist die Asymetrie der Luftführung bzgl. Wand und Stützen bewußt angestrebt. Die beiden Stahlbetonstützen werden einer unterschiedlich starken Brandbeanspruchung ausgesetzt sein und jeweils eine nur einseitige Brandbelastung erfahren.

Gemäß Forschungsantrag (vgl. /5/) soll die Brandraum-Innenauskleidung entsprechend dem Baustoff der Versuchswand variiert werden.

Einige ergänzende Versuche sind in dem großen variierbaren Brandraum (bis zu 22m x 8m x 4m) in Espoo (Finnland) vorgesehen, bei denen unter ähnlichen Bedingungen (Anordnung, Strahlungs- und Konvektionsverhältnisse) der Einfluß der Brandraumgröße auf die Wärmeübergangsbedingungen untersucht werden soll.

3. Ventilationsverhältnisse

Ein gegenüber dem bisherigen Versuchsaufbau verbreiteter Abluftschacht soll für realitätsnähere Ventilations- und Druckverhältnisse im Brandraum sorgen. Die Zuluft soll über ein Fenster in der Brandraumwand zugeführt werden, wobei der Luftdurchsatz in Abhängigkeit von dem Brandverlauf reguliert werden soll.

4. Brandgüter

Da - bei veränderter Meßtechnik - weiterhin eine Analyse der in die Bauteile eintretenden Wärmeströme im Hinblick auf radiative und auf konvektive Anteile im Mittelpunkt der Untersuchungen steht, soll auch in der Fortsetzung der Forschungsarbeit das Brandgut variiert werden. Außer dem Vergleichsstoff soll weiterhin Mischbrandgut aus Fichtenholz und Polyethylen-Formteilen eingesetzt werden. Normbrände zu jeder der auftretenden Parameterkonstellationen dienen als Vergleichsversuche.

5. Meßtechnik

Generell ist für die geplanten Versuche eine ähnliche Meßtechnik vorgesehen, wie sie schon im ersten Teil des Forschungsprogramms zum Einsatz kam. Hiervon sind die Abbrandwaagen, Gasanalysegeräte, die Bauteilinnen- und Raumtemperaturmessungen betroffen.

Doch in einigen Meßverfahren (vgl. IV.1.2) sollen Änderungen vorgenommen werden. So sollen die einbetonierten Thermoleitern nicht aus Holz, sondern beispielsweise aus Kunststoff gefertigt werden.

Als Geschwindigkeitsmeßgeräte können Flügelanemometer mit wassergekühlten Achsen eingesetzt werden, mit denen schon in anderen Brandversuchen dieses Instituts gute Erfahrungen gemacht worden sind. Hitzedrahtanemometer scheiden wegen der hohen Temperaturen und Prandtl'sche Staurohre wegen der großen Verschmutzungsgefahr zur Messung der Rauchgasgeschwindigkeit bei Brandversuchen aus.

Um die Strahlungsverhältnisse besser zu erfassen, ist der Einsatz weiterer Strahlungspyrometer (Bolometer) notwendig, die zu diesem Zweck beschafft werden müssen. Bei der Messung der vom Bauteil ausgesandten Strahlung sollen den Strahlengang umhüllende Schilder bzw. Rohre (vgl. Forschungsantrag /5/) die in den Strahlengang eintretenden Rauchgase fernhalten.

Die Ermittlung der Wärmestromdichten und der Oberflächentemperaturen soll weiterhin auf rechnerischem Wege geschehen. Gleichzeitig sollen verschiedene direkte Meßverfahren erprobt werden. So wird in Schweden (Wickström) seit Beginn dieses Jahres an einem Wärmestromdichtemeßgerät für Brandversuche gearbeitet, das im Rahmen dieser Versuche eingesetzt und weiterentwickelt werden soll.

Eine weitere, gänzlich andere Methode zur Bestimmung der Strahlungsabsorption (Verlauf, Größenordnung) kann in der Ausschaltung aller konvektiven Einflüsse auf die Bauteiloberfläche bestehen: Die Anordnung eines regelartigen Fachwerks aus Keramikteilen vor der absorbierenden Oberfläche der Versuchswand müßte zu einer Verminderung der konvektiven

Wärmebeaufschlagung führen, indem innerhalb der Fächer eine Beruhigung der Luftbewegung bewirkt wird und der hauptsächliche Luftstrom in größerem Abstand vor der Wand entlangstreift.

6. Versuchsprogramm

Die folgende Tabelle zeigt das Arbeitsprogramm für die geplanten Brandversuche.

Tabelle 12: Versuchsprogramm (2. Teil)

Versuchs- bezeichnung	Brandgut	Wand-Baustoff	Keramikraster
V 1	Ø1 (ETK)	Stahlbeton	mit
V 2			ohne
V 3	Fichtenholz		mit
V 4			ohne
V 5	Mischbrandgut		mit
V 6			ohne
V 7	ETK	Mauerwerk	ohne
V 8	Fichtenholz		
V 9	Mischbrandgut		
V 10	ETK	Gipskarton	
V 11	Fichtenholz		
V 12	Mischbrandgut		

Weitere fünf Versuche mit einer den Versuchen V 4, V 6, V 8, V 9 und V 12 entsprechenden Parameterkonstellation (V 13 bis V 17) sind in dem großen Brandraum in Espoo vorgesehen.

VII. Zusammenfassung

Zur Untersuchung der Wärmeübergangsbedingungen für Bauteile in Brandfällen sind in 21 Brandversuchen die Brandraum- und die Bauteillinnentemperaturen von Stahlbeton-, Stahl- und Verbundstützen während des gesamten Brandverlaufs aufgenommen worden. Unterschiede in den Brandverläufen wurden durch Variation von Brandgut, Brandlast, Brandraumgeometrie und Luftdurchsatz bewirkt. Zu jedem Brandversuch mit natürlichem Brandgut wurde ein 60-Minuten-Normbrand gemäß ETK (DIN 4102 Teil 2) unter den gleichen Randbedingungen durchgeführt.

Als sekundäre Kenngrößen des Wärmeübergangs wurden aus den gemessenen Bauteillinnen- und Brandraumtemperaturen für jeden Zeitpunkt die am Bauteil auftretenden Wärmestromdichten und Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt. Da ein wesentliches Ziel der vorliegenden Untersuchung die Trennung der Wärmebeaufschlagung in Konvektion und Wärmestrahlung war, sind Strahlungs-pyrometer und Geschwindigkeitsmeßgeräte für Heißgase zum Einsatz gekommen. Letztere führten zu wenig befriedigenden Ergebnissen.

Die ermittelten Kenngrößen spiegeln in etwa Eigenschaften der Brandverläufe (Maximum, Homogenität der Raumtemperatur und Heftigkeit des Temperaturanstiegs) wider. Bei Brandbelastungen zwischen 50 kWh/m^2 und 170 kWh/m^2 sind maximale Wärmestromdichten zwischen 10 kW/m^2 und 50 kW/m^2 und maximale Wärmeübergangskoeffizienten zwischen $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $200 \text{ W/m}^2\text{K}$ bestimmt worden. In der Regel betrugen die maximalen Wärmestromdichten um die 20 kW/m^2 und die Wärmeübergangskoeffizienten der Vollbrandphasen zwischen $60 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $100 \text{ W/m}^2\text{K}$. In diesem Zusammenhang ist das interessante Ergebnis festzustellen, daß auch unter 60-minütiger Normbrandbeanspruchung in den Stahlbetonbauteilen maximale Wärmestromdichten zwischen 20 kW/m^2 und 45 kW/m^2 und in der Regel maximale Wärmeübergangskoeffizienten zwischen $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $200 \text{ W/m}^2\text{K}$ auftraten.

Dennoch sind hier, ebenso wie bei den natürlichen Bränden, keinerlei gesetzmäßige Zusammenhänge zwischen den Werten der Wärmestromdichten bzw. der Wärmeübergangskoeffizienten und der lokalen Anordnung der

Bauteile im Brandraum bzw. der Brandraumgeometrie erkennbar geworden – abgesehen von dem Ergebnis, daß die höchsten Werte in der Regel für die oberste und für die unterste (bedingt durch die Brandlast bzw. Brenneranordnung) Meßebene festgestellt wurden. Dieses läßt sich durch die erhöhte Strahlungsbelastung in den unteren Ebenen und durch die höheren Brandraumtemperaturen für die oberen Ebenen erklären. Die Wärmeübergangs-Kennwerte bei einer Variation der Baustoffe liessen sich noch nicht vergleichend auswerten.

Für die vorstehend genannten Untersuchungen wurden nur Werte aus der Brandentstehungs- und der Vollbrandphase herangezogen, da sich die Werte aus den Brand-Abklingphasen nur wenig voneinander unterscheiden. Sowohl für die Normbrände als auch für die natürlichen Brände wurden während der Abkühlphasen bei Stahlbeton- und Verbundbauteilen Wärmestromdichten von ca. -5 kW/m^2 bis 0 kW/m^2 und Wärmeübergangskoeffizienten zwischen $18 \text{ W/m}^2\text{K}$ und ca. $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ ermittelt. Hierbei führten Veränderungen der Versuchsparameter nicht zu erkennbaren Auswirkungen.

Ein Vergleich der zeitabhängigen Wärmestromdichten bei Normbränden mit den entsprechenden Werten bei natürlichen Bränden zeigt deutliche Unterschiede bzgl. des Kurvenverlaufs: Bei Normbränden bleiben die auftretenden Wärmestromdichten nahezu konstant (mit Werten um 25 kW/m^2), während bei den natürlichen Bränden die beobachteten Maximalwerte nur über eine vergleichsweise kürzere Dauer auftreten.

Die Trennung von Wärmebeaufschlagung in durch Konvektion und Wärmestrahlung bedingte Anteile führt zu dem Ergebnis, daß der konvektive Wärmeübergangskoeffizient während der gesamten Normbranddauer verhältnismäßig konstant ist, wohingegen der radiative Anteil mit der Normbranddauer zunimmt. Bei natürlichen Bränden zeigt sich in der Brandentstehungsphase und in der Abklingphase ein größerer Einfluß der konvektiven Vorgänge, in der Vollbrandphase dominieren auch hier die radiativen Einflüsse.

Die Brandversuche mit natürlichem Brandgut fanden eine Bewertung in der Bestimmung der äquivalenten Branddauer aus den Temperaturverläufen im

Vergleichselement (DIN 18 230 Teil 2). Diese äquivalenten Branddauern wurden z.T. mit denjenigen aus dem Bauteiltemperaturkriterium (DIN 18 230 Teil 1, Erläuterungen) verglichen, wobei sich Abweichungen bis zu $\pm 50\%$ gegenüber den Werten am Vergleichselement ergaben. Um zu untersuchen, inwieweit die Wärmestromdichte an der Oberfläche eines Bauteils ein die Temperatur-Funktion ergänzendes Kriterium zur Beurteilung der Brandbeanspruchung eines Bauteils ist, wurden die individuell ermittelten äquivalenten Branddauern t_{eq} der einzelnen Meßorte den entsprechenden individuellen Kenngrößen des Wärmeübergangs gegenübergestellt. Ein gesetzmäßiger Zusammenhang zwischen diesen Größen könnte wegen der selbst im Normbrand auftretenden streuenden thermischen Belastungen der Bauteile nur bezogen auf einen Mittelwert angegeben werden, indem zur Bestimmung von t_{eq} eine mittlere Bauteilerwärmung im Normbrand zugrunde gelegt wird.

Eine Bewertung der natürlichen Brände geschah darüberhinaus auch vor dem jeweiligen Brandversuch, indem nach DIN 18 230 Teil 1 die rechnerische Brandbelastung zu dem verwendeten Brandgut und der gewählten Brandlast bzgl. des Brandabschnittes ermittelt wurde. Die tatsächlich auftretenden Brandraumtemperaturen und die mit Hilfe des Vergleichselementes bestimmte äquivalente Branddauer entsprachen selten den durch die rechnerische Brandbelastung angestrebten Werten. In diesem Zusammenhang wurden zum einen Brandbelastungen unter Berücksichtigung der Höhe des Brandabschnittes untersucht, wobei sich die auf das Brandraumvolumen bezogene freiwerdende Energie als ein günstigeres Maß zur Vorhersage der äquivalenten Branddauer des betreffenden Brandversuchs zeigte als die in der DIN 18 230 Teil 1 angegebene rechnerische Brandbelastung. Des weiteren wurden nach dem in DIN 18 230 Teil 2 dargestellten Verfahren zu zwei Versuchen mit Polyethylen- und Mischbrandgut (Polyethylen und Fichtenholz) die Abbrandfaktoren bestimmt. Hier ergaben sich deutlich höhere Werte als die in DIN 18 230 Teil 1, Beiblatt 1 angegebenen Listenwerte. Auch Ergebnisse anderer Versuche unseres Instituts deuten darauf hin, daß für Großbrandräume größere als die in einem Brandraum von 2m x 2m x 2m ermittelten Abbrandfaktoren gelten.

Literaturverzeichnis

- /1/ R. Bechtold: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffen, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 37, 1977
- /2/ B. J. McCaffrey, G. Heskestad: A Robust Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application, Combustion and Flame, Vol. 26, No. 1, S. 125 - 127, 1976
- /3/ J. S. Cammerer: Wärme- und Kälteschutz in der Industrie, Berlin/Göttingen/Heidelberg 1962
- /4/ H. Ehm: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen, Technische Hochschule Braunschweig 1965
- /5/ Forschungsantrag zur Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile in Brandfällen, an die DFG, Institut für Baustoffe, Massivbaus und Brandschutz, 18.04.1985 - unveröffentlicht!
- /6/ H. Gröber, S. Erk, U. Grigull: Wärmeübertragung, Berlin/Göttingen/Heidelberg 1963
- /7/ A. Haksever: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 52, 1982
- /8/ R. Jeschar: Untersuchungen über den konvektiven Wärmeübergang im Industrieofen, Gas Wärme International, Band 17, Nr. 2, S. 54-60, 1968
- /9/ E. Knublauch: Über Ausführung und Aussagefähigkeit der Normbrandversuche nach DIN 4102, Blatt 2 im Hinblick auf die Nachbildung natürlicher Schadensfeuer, BAM-Bericht Nr. 16, Berlin 1972
- /10/ K. Kordina et al.: Sonderforschungsbereich 148 "Brandverhalten von Bauteilen" der Technischen Universität Braunschweig, Teilprojekt C3, Arbeitsbericht 1984-1986
- /11/ K. Kordina et al.: Sonderforschungsbereich 148, "Brandverhalten von Bauteilen" der Technischen Universität Braunschweig, Schlußbericht Teilprojekt C3, 1988
- /12/ U. Schneider: Über die Möglichkeit der Umrechnung von natürlichen Bränden auf die Brandbeanspruchung nach DIN 4102, Zentralblatt für Industriebau, 19. Jahrgang, Heft 1, S. 24 - 29, Hannover 1973

- /13/ U. Schneider, A. Haksever: Probleme der Wärmebilanzberechnung von natürlichen Bränden in Gebäuden, Bauphysik, Heft 1, 1981
- /14/ U. Schneider, A. Haksever: Bestimmung der äquivalenten Branddauer von statisch bestimmt gelagerten Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden, Institut für Baustoffe, Stahlbeton und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1976
- /15/ U. Schneider, A. Haksever: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 46, 1981
- /16/ VDI-Wärmeatlas, VDI-Verlag, Düsseldorf 1985

Liste der verwendeten Symbole

A	$[m^2]$	Fläche
a	$[/]$	Absorptionskoeffizient, Absorptionsgrad
α, α_{ges}	$\left[\frac{W}{m^2 \cdot K}\right]$	gesamter Wärmeübergangskoeffizient
α_K, α_{St}	$\left[\frac{W}{m^2 \cdot K}\right]$	konvektiver bzw. radiativer Wärmeübergangskoeffizient
β	$\left[\frac{1}{K}\right]$	Ausdehnungskoeffizient
c	$\left[\frac{min \cdot m}{kWh}\right]$	Umrechnungsfaktor (DIN V 18 230 Teil 1)
c_p	$\left[\frac{kJ}{kg \cdot K}\right]$	spez. Wärmekapazität bei konstantem Druck
d	$[m]$	Anströmlänge
ϵ	$[/]$	Emissionskoeffizient, Emissionsgrad
$\epsilon_F, \epsilon_G, \epsilon_U$	$[/]$	Emissionsgrade der Flammen, Gase, Umgebung
f_{FO}, f_{GO}, f_{UO}	$[/]$	Bewertungsfaktoren der relativen Lage
g	$\left[\frac{m}{s^2}\right]$	Erdbeschleunigung
Gr	$[/]$	Grashoff-Zahl
H_u	$\left[\frac{kWh}{kg}\right]$	Heizwert
l	$[m]$	Anströmlänge
λ	$\left[\frac{kJ}{s \cdot m \cdot K}\right]$	spez. Wärmeleitfähigkeit
M	$[kg]$	Masse der Brandlast
\dot{M}	$\left[\frac{kg}{min}\right]$	Abbrandrate
m	$[/]$	Abbrandfaktor (DIN 18 230)
Nu	$[/]$	Nusselt'sche Zahl
Nu_{lam}, Nu_{turb}	$[/]$	Nusselt'sche Zahl für laminare bzw. turbulente Strömung
ν	$\left[\frac{m^2}{s}\right]$	kinematische Zähigkeit
Pr	$[/]$	Prandtl'sche Zahl
Ψ	$[/]$	Kombinationsbeiwert (DIN V 18 230 Teil 1)
Q_{Sp}	$[J, kWh]$	gespeicherte Wärmemenge
q	$\left[\frac{kWh}{m^2}\right]$	Brandbelastung (DIN V 18 230 Teil 1)
q_r	$\left[\frac{kWh}{m^2}\right]$	rechnerische Brandbelastung (DIN V 18 230 Teil 1)
\dot{q}, \dot{q}_{ges}	$\left[\frac{kW}{m^2}\right]$	gesamte Wärmestromdichte
\dot{q}_K, \dot{q}_{St}	$\left[\frac{kW}{m^2}\right]$	konvektive bzw. radiative Wärmestromdichte
\dot{q}_L, \dot{q}_{Sp}	$\left[\frac{kW}{m^2}\right]$	geleitete bzw. gespeicherte Wärmestromdichte
$\dot{q}_{auf}, \dot{q}_{aus}$	$\left[\frac{kW}{m^2}\right]$	auf den Versuchskörper auftreffende bzw. von ihm ausgehende radiative Wärmestromdichte

$\dot{q}^{kon}, \dot{q}^{em}, \dot{q}^{refl}, \dot{q}^{abs}$		konvektive, emittierte, reflektierte bzw. absorbierte Wärmestromdichte
ρ	$\left[\frac{kg}{m^3}\right]$	spez. Dichte
Ra	$[/]$	Rayleigh-Zahl
Re	$[/]$	Reynoldszahl
s	$[m]$	scheinbare Luftschichtdicke nach E.Schmidt
$\sigma = 5,6696 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$		Stefan-Boltzmann-Konstante
T	$[^{\circ}C, K]$	Temperatur
T_{py}, T_R, T_G	$[K]$	Pyrometer-, Raum- bzw. Gastemperatur
T_o, T_O	$[^{\circ}C, K]$	Oberflächentemperatur
$T_{R_{Max}}, T_{O_{Max}}$	$[^{\circ}C]$	maximale Raum- bzw. maximale Oberflächentemperatur
t	$[Min]$	Zeitpunkt
$t_{Max}, t_{TR_{max}}$	$[Min]$	Zeitpunkt des Maximums bzw. der maximalen Raumtemperatur
$t_{\ddot{a}q}$	$[Min]$	äquivalente Branddauer (DIN V 18 230 Teil 1), gelegentlich auch: Vergleichsbranddauer (DIN 18 230 Teil 2)
V	$[m^3]$	Volumen
v	$\left[\frac{m}{s}\right]$	Geschwindigkeit
w	$[/]$	Wärmeabzugsfaktor (DIN V 18 230 Teil 1)
x	$[m]$	Wegmarke